



Isabel Parreira Domingos

Licenciada em Ciências da Engenharia Civil

**Capacidade resistente de placas de
ancoragem em maciços respondendo
em condições não drenadas**

Dissertação para obtenção do Grau de Mestre em
Engenharia Civil – Perfil Geotecnia

Orientador: Professor Doutor Armando Manuel Sequeira Nunes
Antão, FCT-UNL

Júri:

Presidente:	Prof. Doutor José Nuno Varandas da Silva Ferreira
Arguente:	Prof. Doutora Maria Teresa Teles Grilo Santana
Vogal:	Prof. Doutor Armando Manuel Sequeira Nunes Antão



**FACULDADE DE
CIÊNCIAS E TECNOLOGIA
UNIVERSIDADE NOVA DE LISBOA**

Dezembro de 2017

Capacidade resistente de placas de ancoragem em maciços respondendo em condições não drenadas

Copyright © Isabel Parreira Domingos, Faculdade de Ciências e Tecnologia, Universidade Nova de Lisboa.

A Faculdade de Ciências e Tecnologia e a Universidade Nova de Lisboa têm o direito, perpétuo e sem limites geográficos, de arquivar e publicar esta dissertação através de exemplares impressos reproduzidos em papel ou de forma digital, ou por qualquer outro meio conhecido ou que venha a ser inventado, e de a divulgar através de repositórios científicos e de admitir a sua cópia e distribuição com objetivos educacionais ou de investigação, não comerciais, desde que seja dado crédito ao autor e editor.

Agradecimentos

Ao meu orientador, Professor Doutor Armando Manuel Sequeira Nunes Antão, agradeço a sua incansável paciência, disponibilidade, ajuda, dedicação e todo o conhecimento que me transmitiu durante a concretização desta dissertação.

Aos restantes professores que também partilharam os seus conhecimentos ao longo deste percurso, em especial aos professores do Departamento de Engenharia Civil desta Faculdade, o meu sincero obrigada.

Agradeço à minha família, especialmente aos meus Pais, por todo o amor, carinho, dedicação, apoio, compreensão e todos os valores que me transmitiram ao longo da minha vida.

Ao meu filho, o meu amor incondicional, a quem devo a motivação e força para não desistir quando me sentia cansada, obrigada pelos abraços e carinho que me davas quando estava exausta, dedico esta dissertação a ti!

Minha grande amiga Sílvia Duarte, agradeço profundamente a sua dedicação, amizade, apoio, companheirismo e também os apontamentos das aulas que não podia assistir e que sem eles não teria chegado até aqui, grata por tudo.

Aos meus colegas de trabalho da Central Termoelétrica de Sines da EDP, que sem a sua colaboração esta aventura não teria sido possível, em especial ao meu chefe Engenheiro Álvaro Lequito, o meu muito obrigada.

Aos meus colegas e amigos de curso, em especial à Sara Lopes, agradeço o companheirismo, a paciência, a ajuda e todos os momentos que privamos.

Agradeço a Deus e à vida, que me protegeram em todas as viagens que realizei para poder chegar a casa em segurança.

Resumo

O presente trabalho trata o problema da capacidade resistente de placas de ancoragem dispostas na vertical em maciços saturados e respondendo em condições não drenadas quando solicitados. Este problema foi tratado através de utilização de um programa de elementos finitos, que implementa o teorema cinemático da Análise Limite. Este programa permitiu a determinação das cargas de colapso do sistema placa-maciço.

No presente trabalho a resistência do solo foi modelada recorrendo aos critérios de rotura de Tresca e de Tresca Truncado em tração. Assumiu-se que a resistência ao corte não drenada e o peso volúmico do solo são constantes ao longo do maciço.

A placa é considerada rígida e tem a possibilidade de se deslocar sem qualquer restrição. Esta cinemática não foi utilizada anteriormente por outros autores no caso das solicitações não drenadas.

As análises efetuadas aferiram a influência dos aspetos geométricos e das propriedades mecânicas do maciço assim como da própria modelação cinemática da placa na capacidade resistente de placas de ancoragem dispostas na vertical em condições de deformação plana.

A capacidade resistente das placas de ancoragens dispostas na vertical é apresentada na forma de fator de arrancamento tendo em consideração os pressupostos anteriores.

Os resultados obtidos no presente estudo são comparados com os valores obtidos por outros autores.

Palavras-chave: Placas de ancoragem, Tresca, Tresca Truncado em tração, elementos finitos, teorema cinemático, fator de arrancamento.

Abstract

This work approaches the resistance capacity of plate anchors, arranged vertically in saturated massifs and responding in undrained conditions when solicited. The problem was approached using a finite element method, applying the kinematic theorem of limit analysis. This method allowed to determine collapse loads of plate-massif system.

In the present work, the soil resistance was modulated resorting to Tresca rupture criteria and truncated Tresca in tension. It was assumed that undrained shear resistance and soil volumetric weight are constant along the massif.

The plate is considered rigid with the possibility to shift without restriction. This kinematics was not applied previously by other authors in undrained solicitations.

The analyses performed assessed the influence of massif's geometric aspects and mechanical properties, besides the plate kinematic modulation itself, in the resistance capacity of plate anchors arranged vertically in flat deformation conditions.

The resistance capacity of plate anchors arranged vertically is presented in the form of pull-out factor, considering the previous assumptions.

The results obtained in the present study are compared with the values obtained by other authors.

Keywords: Plate anchors, Tresca, Truncated Tresca in tension, finite elements, kinematic theorem, theory, Pull- out factor.

Índice

Agradecimentos	I
Resumo.....	III
Abstract.....	V
Índice	VII
Índice de Figuras	IX
Índice de Tabelas.....	XIII
Lista de Símbolos.....	XV
1 Introdução.....	1
1.1. Enquadramento Geral.....	1
1.2. Objetivo.....	1
1.3. Organização do Documento	2
2 Definição do Problema.....	3
2.1. Considerações Gerais	3
2.2. Modelo do Problema	4
2.3. Resultados Existentes	5
2.3.1. Estudos Experimentais	6
2.3.2. Estudo Numéricos-Teóricos	7
3 Metodologia de Cálculo.....	13
3.1. Programa de Cálculo	13
3.2. Definição da Geometria	13
4 Resultados.....	17
4.1. Cálculos Preliminares.....	17
4.2. Resultados Obtidos.....	19
4.3. Mecanismos de Colapso.....	24
5 Comparação de Resultados com os Estudos Existentes.....	57
5.1. Introdução	57
5.2. Comparação com Estudos Experimentais	57
5.3. Comparação com Estudos Numéricos.....	59
6 Considerações Finais	63
6.1. Presente Estudo	63
6.2. Desenvolvimentos Futuros.....	63
Bibliografia	65
Anexo A	67
A) Resultados	67
Anexo B	71
B) Mecanismos Ampliados	71

Índice de Figuras

Figura 2.1: Corte esquemático das diferentes disposições das placas de ancoragem (adaptado de Das, 2007).....	3
Figura 2.2: Esquema geral do problema.....	4
Figura 2.3: (a) Critério de rotura Tresca; (b) Critério de rotura Tresca truncado em tração (retirado de Antão <i>et al.</i> 2008).....	5
Figura 2.4: Mecanismos desenvolvidos por Gunn (1980): (a) mecanismo de uma variável e (b) mecanismo de cinco variáveis (adaptado de Merifield <i>et al.</i> 2001)	8
Figura 2.5: Comparação dos mecanismos de Gunn (1980) com os obtidos por Merifield <i>et al.</i> (2001)	8
Figura 2.6: Comparação dos resultados experimentais com o resultado obtido através de análise limite(TRS).....	10
Figura 3.1: Esquema dos modelos utilizados nos cálculos	14
Figura 3.2: Malha do modelo com junta para $H/B = 3$	15
Figura 3.3: Malha do modelo sem junta para $H/B = 3$	15
Figura 4.1: Valores obtidos de N_c para $\gamma H_a/c_u = 1$: (a) $H/B = 3$ e (b) $H/B = 7$ para o modelo com junta e placa livre.....	17
Figura 4.2: Valores obtidos de N_c para $\gamma H_a/c_u = 1$: (a) $H/B = 3$ e (b) $H/B = 7$ para o modelo com junta e placa com apenas movimento horizontal	18
Figura 4.3: Valores obtidos de N_c para $\gamma H_a/c_u = 1$: (a) $H/B = 3$ e (b) $H/B = 7$ para o modelo sem junta e placa livre	18
Figura 4.4: Valores obtidos de N_c para $\gamma H_a/c_u = 1$: (a) $H/B = 3$ e (b) $H/B = 7$ para o modelo sem junta e placa apenas com movimento horizontal	18
Figura 4.5: Resultados obtidos de N_c em função da parcela gerada pelo peso volúmico: (a) Modelo com junta e placa livre; (b) Modelo com junta e placa apenas com movimento horizontal.....	19
Figura 4.6: Resultados obtidos de N_c em função da parcela gerada pelo peso volúmico: (a) Modelo sem junta e placa livre; (b) Modelo sem junta e placa apenas com movimento horizontal	20
Figura 4.7: Resultados obtidos de N_c em função da profundidade relativa da placa: (a) Modelo com junta e placa livre; (b) Modelo com junta e placa apenas com movimento horizontal	21
Figura 4.8: Resultados obtidos de N_c em função da profundidade relativa da placa: (a) Modelo sem junta e placa livre; (b) Modelo sem junta e placa apenas com movimento horizontal	21
Figura 4.9: Comparação dos resultados obtidos de N_c entre o modelo com junta e placa livre e modelo com junta e placa apenas com movimento horizontal	22
Figura 4.10: Comparação dos resultados obtidos de N_c entre o modelo sem junta e placa livre e modelo sem junta e placa apenas com movimento horizontal	23
Figura 4.11: Comparação dos resultados obtidos de N_c : (a) Modelo placa livre; (b) Modelo placa apenas com movimento horizontal.....	24
Figura 4.9: Mecanismos obtidos para $\gamma H_a/c_u = 0$ do modelo com junta e placa livre	26
Figura 4.10: Mecanismos obtidos para $\gamma H_a/c_u = 1$ do modelo com junta e placa livre	27
Figura 4.11: Mecanismos obtidos para $\gamma H_a/c_u = 2$ do modelo com junta e placa livre	28
Figura 4.12: Mecanismos obtidos para $\gamma H_a/c_u = 3$ do modelo com junta e placa livre	29
Figura 4.13: Mecanismos obtidos para $\gamma H_a/c_u = 4$ do modelo com junta e placa livre	30
Figura 4.14: Mecanismos obtidos para $\gamma H_a/c_u = 5$ do modelo com junta e placa livre	31
Figura 4.15: Mecanismos obtidos para $\gamma H_a/c_u = 7$ do modelo com junta e placa livre	32
Figura 4.16: Mecanismos obtidos para $\gamma H_a/c_u = 0$ do modelo com junta e placa apenas com movimento horizontal.....	35
Figura 4.17: Mecanismos obtidos para $\gamma H_a/c_u = 1$ do modelo com junta e placa com apenas movimento horizontal.....	36

Figura 4.18: Mecanismos obtidos para $\gamma H_a/c_u = 2$ do modelo com junta e placa apenas com movimento horizontal.....	37
Figura 4.19: Mecanismos obtidos para $\gamma H_a/c_u = 3$ do modelo com junta e placa apenas com movimento horizontal.....	38
Figura 4.20: Mecanismos obtidos para $\gamma H_a/c_u = 4$ do modelo com junta e placa apenas com movimento horizontal.....	39
Figura 4.21: Mecanismos obtidos para $\gamma H_a/c_u = 5$ do modelo com junta e placa com apenas movimento horizontal.....	40
Figura 4.22: Mecanismos obtidos para $\gamma H_a/c_u = 7$ do modelo com junta e placa apenas com movimento horizontal.....	41
Figura 4.23: Mecanismos obtidos para $\gamma H_a/c_u = 1$ do modelo sem junta e placa livre	43
Figura 4.24: Mecanismos obtidos para $\gamma H_a/c_u = 2$ do modelo sem junta e placa livre	44
Figura 4.25: Mecanismos obtidos para $\gamma H_a/c_u = 3$ do modelo sem junta e placa livre	45
Figura 4.26: Mecanismos obtidos para $\gamma H_a/c_u = 4$ do modelo sem junta e placa livre	46
Figura 4.27: Mecanismos obtidos para $\gamma H_a/c_u = 5$ do modelo sem junta e placa livre	47
Figura 4.28: Mecanismos obtidos para $\gamma H_a/c_u = 7$ do modelo sem junta e placa livre	48
Figura 4.29: Mecanismos obtidos para $\gamma H_a/c_u = 1$ do modelo sem junta e placa com apenas movimento horizontal.....	50
Figura 4.30: Mecanismos obtidos para $\gamma H_a/c_u = 2$ do modelo sem junta e placa com apenas movimento horizontal.....	51
Figura 4.31: Mecanismos obtidos para $\gamma H_a/c_u = 3$ do modelo sem junta e placa com apenas movimento horizontal.....	52
Figura 4.32: Mecanismos obtidos para $\gamma H_a/c_u = 4$ do modelo sem junta e placa com apenas movimento horizontal.....	53
Figura 4.33: Mecanismos obtidos para $\gamma H_a/c_u = 5$ do modelo sem junta e placa com apenas movimento horizontal.....	54
Figura 4.34: Mecanismos obtidos para $\gamma H_a/c_u = 7$ do modelo sem junta e placa com apenas movimento horizontal.....	55
Figura 5.1: Comparação dos valores numéricos obtidos para N_{co} , com os valores experimentais: (a) Modelo com junta e placa livre; (b) Modelo com junta e placa apenas com movimento horizontal.....	58
Figura 5.2: Comparação dos valores numéricos obtidos para N_{co} , com os valores experimentais: (a) Modelo sem junta e placa livre; (b) Modelo sem junta e placa apenas com movimento horizontal.....	58
Figura 5.3: Comparação dos valores numéricos obtidos para N_{co} , com os valores numéricos existentes: (a) Modelo com junta e placa livre; (b) Modelo com junta e placa apenas com movimento horizontal.....	59
Figura 5.4: Comparação dos valores numéricos obtidos para N_{co} , com os valores numéricos existentes: (a) Modelo sem junta e placa livre; (b) Modelo sem junta e placa apenas com movimento horizontal.....	60
Figura B.1: Ampliação dos mecanismos obtidos para $\gamma H_a/c_u = 0$ do modelo com junta e placa livre.....	71
Figura B.2: Ampliação dos mecanismos obtidos para $\gamma H_a/c_u = 1$ do modelo com junta e placa livre.....	72
Figura B.3: Ampliação dos mecanismos obtidos para $\gamma H_a/c_u = 2$ do modelo com junta e placa livre.....	73
Figura B.4: Ampliação dos mecanismos obtidos para $\gamma H_a/c_u = 3$ do modelo com junta e placa livre.....	74
Figura B.5: Ampliação dos mecanismos obtidos para $\gamma H_a/c_u = 4$ do modelo com junta e placa livre.....	75
Figura B.6: Ampliação dos mecanismos obtidos para $\gamma H_a/c_u = 5$ do modelo com junta e placa livre.....	76

Figura B.7: Ampliação dos mecanismos obtidos para $\gamma H_a/c_u = 7$ do modelo com junta e placa livre.....	77
Figura B.8: Ampliação dos mecanismos obtidos para $\gamma H_a/c_u = 0$ do modelo com junta e placa apenas com movimento horizontal	78
Figura B.9: Ampliação dos mecanismos obtidos para $\gamma H_a/c_u = 1$ do modelo com junta e placa apenas com movimento horizontal	79
Figura B.10: Ampliação dos mecanismos obtidos para $\gamma H_a/c_u = 2$ do modelo com junta e placa apenas com movimento horizontal.....	80
Figura B.11: Ampliação dos mecanismos obtidos para $\gamma H_a/c_u = 3$ do modelo com junta e placa apenas com movimento horizontal.....	81
Figura B.12: Ampliação dos mecanismos obtidos para $\gamma H_a/c_u = 4$ do modelo com junta e placa apenas com movimento horizontal.....	82
Figura B.13: Ampliação dos mecanismos obtidos para $\gamma H_a/c_u = 5$ do modelo com junta e placa apenas com movimento horizontal.....	83
Figura B.14: Ampliação dos mecanismos obtidos para $\gamma H_a/c_u = 7$ do modelo com junta e placa apenas com movimento horizontal.....	84
Figura B.15: Ampliação dos mecanismos obtidos para $\gamma H_a/c_u = 1$ do modelo sem junta e placa livre	85
Figura B.16: Ampliação dos mecanismos obtidos para $\gamma H_a/c_u = 2$ do modelo sem junta e placa livre	86
Figura B.17: Ampliação dos mecanismos obtidos para $\gamma H_a/c_u = 3$ do modelo sem junta e placa livre	87
Figura B.18: Ampliação dos mecanismos obtidos para $\gamma H_a/c_u = 4$ do modelo sem junta e placa livre	88
Figura B.19: Ampliação dos mecanismos obtidos para $\gamma H_a/c_u = 5$ do modelo sem junta e placa livre	89
Figura B.20: Ampliação dos mecanismos obtidos para $\gamma H_a/c_u = 7$ do modelo sem junta e placa livre	90
Figura B.21: Ampliação dos mecanismos obtidos para $\gamma H_a/c_u = 1$ do modelo sem junta e placa apenas com movimento horizontal.....	91
Figura B.22: Ampliação dos mecanismos obtidos para $\gamma H_a/c_u = 2$ do modelo sem junta e placa apenas com movimento horizontal.....	92
Figura B.23: Ampliação dos mecanismos obtidos para $\gamma H_a/c_u = 3$ do modelo sem junta e placa apenas com movimento horizontal.....	93
Figura B.24: Ampliação dos mecanismos obtidos para $\gamma H_a/c_u = 4$ do modelo sem junta e placa apenas com movimento horizontal.....	94
Figura B.25: Ampliação dos mecanismos obtidos para $\gamma H_a/c_u = 5$ do modelo sem junta e placa apenas com movimento horizontal.....	95
Figura B.26: Ampliação dos mecanismos obtidos para $\gamma H_a/c_u = 7$ do modelo sem junta e placa apenas com movimento horizontal.....	96

Índice de Tabelas

Tabela 2.1: Síntese dos trabalhos consultados referentes aos estudos experimentais para placas de ancoragem dispostas na vertical em solo respondendo em condições não drenadas.....	6
Tabela 2.2: Síntese dos trabalhos consultados referentes aos estudos numérico-teóricos para placas de ancoragem disposta na vertical em solo respondendo em condições não drenadas	7
Tabela 2.3: Valores de L/B dos diferentes autores	10
Tabela A.1: Resultados do fator de arrancamento, N_c para o modelo com junta e placa livre ...	67
Tabela A.2: Resultados do fator de arrancamento, N_c para o modelo com junta e placa com apenas movimento horizontal	67
Tabela A.3: Resultados do fator de arrancamento, N_c para o modelo sem junta e placa livre...	68
Tabela A.4: Resultados do fator de arrancamento, N_c para o modelo sem junta e placa com apenas movimento horizontal	68
Tabela A.5: Resultados do fator de arrancamento cuja a parcela motivada pelo peso volúmico é nula, N_{co} para o modelo com junta e placa livre	68
Tabela A.6: Resultados do fator de arrancamento cuja a parcela motivada pelo peso volúmico é nula, N_{co} para o modelo com junta e placa com apenas movimento horizontal	69
Tabela A.7: Resultados do fator de arrancamento cuja a parcela motivada pelo peso volúmico é nula, N_{co} para o modelo sem junta e placa livre.....	69
Tabela A.8: Resultados do fator de arrancamento cuja a parcela motivada pelo peso volúmico é nula, N_{co} para o modelo sem junta e placa com apenas movimento horizontal	69

Lista de Símbolos

Símbolos

B	Altura da placa
c_u	Resistência ao corte não drenada
c_{uo}	Resistência ao corte não drenada à superfície
e	Espessura da placa
e_{int}	Espessura da junta
H	Profundidade desde a superfície até à base da placa
H_a	Profundidade desde a superfície até ao meio da placa
L	Largura da placa
L_E	Comprimento do lado do quadrado da malha de elementos finitos
L_{Ea}	Tamanho adimensional do elemento
N_c	Fator de arrancamento considerando o peso do solo
N_{co}	Fator de arrancamento sem peso do solo
q_u	Carga de colapso por metro linear
Q_u	Força de colapso
R^2	Coefficiente de determinação
z	Profundidade

Símbolos gregos

ρ	Taxa de variação da resistência ao corte com a profundidade
γ	Peso volúmico do solo
τ	Tensão tangencial
σ	Tensão normal
σ_{tt}	Tensão de trincatura em tração

Capítulo 1

Introdução

1.1. Enquadramento Geral

Nos últimos anos foi dada alguma relevância por parte da comunidade científica à obtenção da estimativa da capacidade resistente de placas de ancoragem dispostas na vertical. Nas últimas quatro décadas surgiram trabalhos sobre a obtenção da capacidade resistente de placas de ancoragens com diferentes abordagens: estudos numéricos recorrendo à análise limite e análise elástico-plástica em condições de deformação plana e estudos experimentais recorrendo a modelos reduzidos dos quais se obtiveram soluções analíticas simples ou derivadas empiricamente.

Este impulsionar prende-se com a utilização de placas de ancoragem dispostas na vertical como solução atrativa para problemas de amarração da estrutura ao solo e consequente necessidade de se conhecer o melhor possível o comportamento à rotura do solo envolvente destas placas de ancoragem dispostas na vertical tendo em vista a sua otimização.

1.2. Objetivo

O presente trabalho tem como objetivo determinar cargas de colapso das placas de ancoragem dispostas na vertical em solo respondendo em condições não drenadas, com recurso ao programa de cálculo automático de elementos finitos *mechpy* que permite a determinação de cargas de colapso de estruturas através da análise limite. Este programa foi desenvolvido na Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade Nova de Lisboa, pelos docentes do departamento de Engenharia Civil, onde já demonstrou dar muito bons resultados.

O cumprimento do objetivo, implicou o estudo da influência da profundidade da placa de ancoragem e da parcela gerada pelo peso volúmico do solo sobre a capacidade resistente da placa de ancoragem assim como análise dos diferentes mecanismos de colapso.

É apresentada uma revisão bibliográfica dos trabalhos existentes na literatura que tratam do mesmo problema com o objetivo de comparar os resultados obtidos por outros autores com os do presente trabalho e dar também a conhecer o trabalho de outros autores.

1.3 Organização do Documento

O presente documento está estruturado em seis capítulos. O primeiro é composto pela introdução, na qual foi apresentada, o enquadramento geral e objetivo. Os restantes capítulos do presente documento encontram-se abaixo sumariados.

•Capítulo 2

Neste capítulo pretende-se dar uma visão abrangente do problema em estudo. Será introduzido o conceito de ancoragem e em particular de placa de ancoragem e a sua caracterização bem como a apresentação dos trabalhos existentes sobre o problema em estudo.

•Capítulo 3

No presente capítulo é descrita a metodologia utilizada para a estimativa da capacidade resistente de uma placa de ancoragem disposta na vertical num solo respondendo em condições não drenadas com recurso a um programa de cálculo numérico que implementa os teoremas da análise limite.

•Capítulo 4

Neste capítulo apresentam-se os resultados obtidos nos cálculos realizados para cada um dos modelos expostos na secção anterior. É feita uma análise dos mecanismos de colapso e das suas dissipações.

•Capítulo 5

Neste capítulo faz-se comparação entre os valores obtidos no presente trabalho e por outros autores.

•Capítulo 6

No presente capítulo apresentam-se as conclusões e desenvolvimentos futuros.

Capítulo 2

Definição do Problema

Neste capítulo pretende-se dar uma visão abrangente do problema em estudo. Será introduzido o conceito de ancoragem e em particular de placa de ancoragem e a sua caracterização bem como a apresentação dos trabalhos existentes sobre o problema em estudo.

2.1. Considerações Gerais

As ancoragens são elementos estruturais projetados e construídos em geral para transferir para o terreno os esforços que atuam sobre uma estrutura. Este tipo de elemento estrutural está associado normalmente a estruturas de contenção e à estabilização de maciços (encostas e túneis). No âmbito deste trabalho serão apenas abordadas as ancoragens relacionadas com estruturas de contenção.

Em geral, as ancoragens são constituídas por três zona distintas: a cabeça da ancoragem que se encontra ligada à estrutura de contenção, uma zona livre entre a cabeça da ancoragem e o topo da zona de amarração, por último a zona de amarração por onde se dá a transmissão para o terreno dos esforços que atuam na estrutura de contenção. A transmissão dos esforços ao terreno nas ancoragens pode ser feita através de placa, de bolbo de selagem e de viga.

Em geral as placas de ancoragem podem ser verticais, horizontais ou inclinadas de acordo com a figura 2.1.

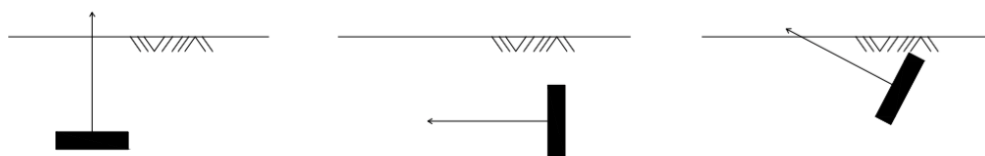


Figura 2.1: Corte esquemático das diferentes disposições das placas de ancoragem (adaptado de Das, 2007)

O presente trabalho apenas aborda ancoragens de placas dispostas na vertical. A geometria das placas pode ser retangular, quadrada ou circular. As placas podem ser constituídas de diferentes materiais como por exemplo: metal, madeira, betão pré-fabricado ou betão moldado in situ (Das, 2007).

2.2. Modelo do Problema

Como referido anteriormente pretende-se estimar a capacidade resistente de placas de ancoragem dispostas na vertical em solo respondendo em condições não drenadas.

Os modelos de resistência do solo são os critérios de rotura de Tresca e de Tresca Truncado em tração. O maciço de solo onde se encontra a placa é considerado homogêneo, com peso volúmico e resistência ao corte não drenada constante.

A placa de ancoragem é considerada como elemento rígido, não sofrendo qualquer deformação plástica durante as solicitações. A força de arrancamento encontra-se aplicada no centro da placa.

Existem duas possibilidades de interação entre o tardoz da placa e o solo; a primeira diz respeito ao aparecimento do fenómeno sucção (que faz com que o solo que se encontra no tardoz da placa seja puxado quando a placa é solicitada); a segunda possibilidade, é referente à ausência do fenómeno sucção quando a placa é solicitada (ou seja, o solo que se encontra no seu tardoz não é puxado por esta).

No presente trabalho não é considerada a primeira situação. Na modelação da segunda situação é usual adoptar modelos em que as placas não têm ligação aos elementos de solo no seu tardoz como o utilizado por Rowe e Davis (1982).

No presente trabalho optou-se pela introdução de uma junta entre o solo e a placa e com a consideração das propriedades dos materiais correspondentes a um critério em que a tração tem os seus valores limitados, como representado na figura 2.3.

Neste trabalho consideram-se duas situações do ponto de vista da cinemática a que a placa está sujeita: a primeira é a restrição dos deslocamentos puramente de translação horizontal; a segunda condição é que é livre para qualquer movimento no plano da placa (movimento vertical e horizontal mais rotação).

No presente trabalho apresenta-se uma análise bidimensional recorrendo à análise limite, especificamente, ao teorema cinemático.

A figura 2.2 apresenta a geometria de placas de ancoragem dispostas na vertical, sendo H a profundidade superfície até a base da placa, H_a a profundidade da superfície até meio da placa, sendo L e B a sua largura e altura respetivamente e e a sua espessura.

A força de arrancamento que conduz ao colapso é representada por Q_u .

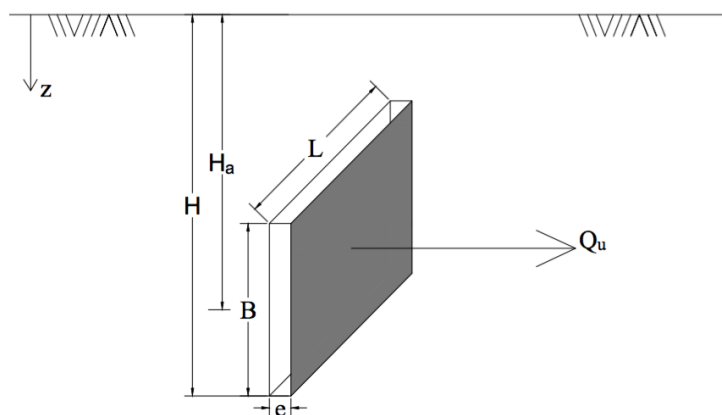


Figura 2.2: Esquema geral do problema

A estimativa da capacidade resistente de placas de ancoragem é normalmente determinada recorrendo a um fator de arrancamento N_c , obtido através da adimensionalização da força de

arrancamento Q_u , pela divisão da área da placa $L \times B$ com a resistência ao corte não drenada, c_u , de acordo com a equação (2.1).

Os estudos são realizados considerando os parâmetros adimensionais H/B e $\frac{\gamma H_a}{c_u}$:

$$N_c = \frac{Q_u}{L B c_u} \quad (2.1)$$

Na figura 2.3 a) esquematiza o aspeto do critério de rotura normalmente usado na modelação de materiais sujeitos a carregamentos não drenados, critério de rotura de Tresca. Este restringe o valor de tensões de corte suportadas pelo solo, mas não impõe qualquer restrição sobre o valor das tensões normais de tração. No presente estudo pretende-se ir mais longe na tentativa de modelar o comportamento do solo sendo utilizando como modelo de comportamento o critério de rotura de Tresca Truncado em tração que está representado na figura 2.3 b). Este impõe um valor de truncatura em tração não permitindo que se desenvolvam os valores de tensão abaixo do imposto pela truncatura, σ_{tt} .

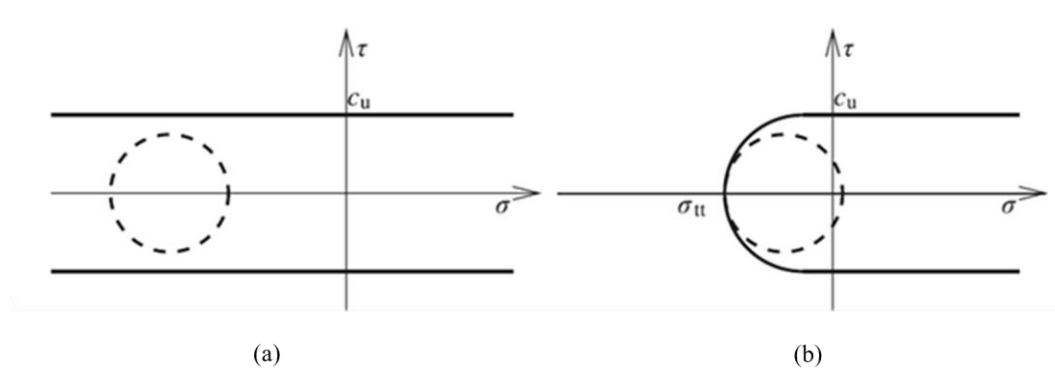


Figura 2.3: (a) Critério de rotura Tresca; (b) Critério de rotura Tresca truncado em tração (retirado de Antão *et al.* 2008)

2.3. Resultados Existentes

Ao longo dos últimos anos têm surgido diversos trabalhos sobre placas de ancoragem em solos em condições não drenadas. Estes trabalhos dividem-se essencialmente em duas vertentes, experimental e numérica.

Na vertente experimental Ranjan e Arora (1980) estudaram em laboratório comportamento de placas na vertical, quadradas e retangulares, Das *et al.* (1985) analisaram a capacidade última de placas quadradas na vertical, Das e Picornel (1986) estudaram a capacidade resistente de placas quadradas inclinadas e Das *et al.* (1989) estudaram a capacidade de retenção das placas de ancoragem inclinadas.

Na vertente numérica Rowe e Davis (1982) e Yu *et al.* (2011) apresentaram análise da placa corrida, $L \approx \infty$, através elementos com comportamento em elasto-plasticidade. Merifield *et al.* (2001) realizou análise da placa corrida através da Análise limite. Merifield *et al.* (2005) realizaram estudo sobre estabilidade de placas corridas inclinadas.

2.3.1. Estudos Experimentais

Os estudos experimentais foram essencialmente realizados considerando ensaios em laboratório em modelo reduzido. Segundo este tipo de ensaio existe alguma facilidade no controlo das variáveis envolvidas, possibilitando a observação de tendências e comportamentos típicos de colapso.

A partir dos resultados obtidos foram sendo propostas soluções, com recurso a equações empíricas, com o propósito de estimar a carga de colapso para as mais variadas situações envolvidas em diversos problemas de engenharia.

Na tabela 2.1 encontram-se listados os estudos experimentais existentes para placas de ancoragem dispostas na vertical.

Tabela 2.1: Síntese dos trabalhos consultados referentes aos estudos experimentais para placas de ancoragem dispostas na vertical em solo respondendo em condições não drenadas

Autor	Tipo de análise	Geometria da placa	c_u (kPa)	H/B
Ranjan e Arora (1980)	Modelo reduzido	Retangular e quadrada	6,0	1 a 6
Das <i>et al.</i> (1985b)	Modelo reduzido	Retangular e quadrada	16,0	1 a 5
Das <i>et al.</i> (1985a) ^a , referido em Merifield <i>et al.</i> (2001)	Modelo reduzido	Retangular e quadrada	-	1 a 10

^a Valores retirados de curva contínua.

Após consulta dos resultados dos diferentes autores observou-se que todos eram unânimes em relação ao facto do fator de arrancamento, N_c , aumentar com o aumento da profundidade relativa da placa de ancoragem.

Ranjan e Arora (1980) mostraram que a forma do mecanismo desenvolvido depende da profundidade relativa que se encontra placa e da resistência do solo, isto é, em solos menos competentes o mecanismo é diferente para a mesma profundidade relativa. Estes autores introduzem diferentes tipos de comportamento da placa de ancoragem tendo em conta o tipo de mecanismo que se forma. Assim, temos placas de ancoragem superficiais em que mecanismo atinge a superfície e profundas se aquelas em que o mecanismo se torna localizado e não atinge a superfície.

Os autores também concluíram que o fator de arrancamento tem uma taxa de crescimento acentuada para profundidades da placa de ancoragem superficiais. Este crescimento vai diminuindo com o aumento da profundidade a que a placa se localiza até assumir um valor constante.

Assim, tendo em conta o referido anteriormente, as placas de ancoragem superficiais têm mecanismo específico de colapso e é variável o fator de arrancamento em função da profundidade relativa, ao contrário as placas profundas são sinónimo de valor estável do fator de arrancamento e mecanismo inalterável.

Das *et al.* (1985) também realizaram ensaios experimentais com placas de diferentes dimensões e diferentes profundidades relativas verificando que o fator de arrancamento não estabilizava

com o aumento da parcela $\frac{\gamma H_a}{c_u}$, assumindo que os ensaios realizados apenas contemplavam o caso de placas de ancoragem superficiais, de acordo com o já observado por Ranjan e Arora (1980).

2.3.2. Estudo Numéricos -Teóricos

Têm sido realizados trabalhos que permitem estimar a capacidade resistente de placas ancoragem recorrendo a cálculos elástico-plásticos ou de análise limite em deformação plana. Na tabela 2.2 estes encontram-se listados os mesmos.

Tabela 2.2: Síntese dos trabalhos consultados referentes aos estudos numérico-teóricos para placas de ancoragem disposta na vertical em solo respondendo em condições não drenadas

Autor	Análises	Geometria da placa	H/B
Gunn (1980) ^a	Análise limite	Corrida	1 a 10
Rowe e Davis (1982)	Elementos finitos com elasto-plasticidade	Corrida	1 a 10
Merifield <i>et al.</i> (2001)	Análise limite	Corrida	1 a 10
Yu <i>et al.</i> (2011)	Elementos finitos com elasto-plasticidade	Corrida	1 a 10

^a Valores retirados de Merifield (2001)

Segundo Merifield (2001), Gunn (1980) recorreu ao Teorema da Região Superior desenvolvendo dois mecanismos de blocos rígidos para a determinação das cargas de colapso da placa de ancoragem disposta na vertical, apresentados na figura 2.4. Tipicamente são desenhados diagramas de velocidade como auxiliar para determinar a dissipação de energia ao longo das descontinuidades do campo das velocidades. Para os mecanismos mostrados na figura 2.4, o melhor limite pode ser encontrado otimizando os valores, dos vários ângulos de forma a minimizar o efeito da energia dissipada e o trabalho observado pelas forças exteriores em cada mecanismo. De acordo com os autores o mecanismo que revela a melhor solução é o mecanismo de 5 variáveis. (Figura 2.4.b))

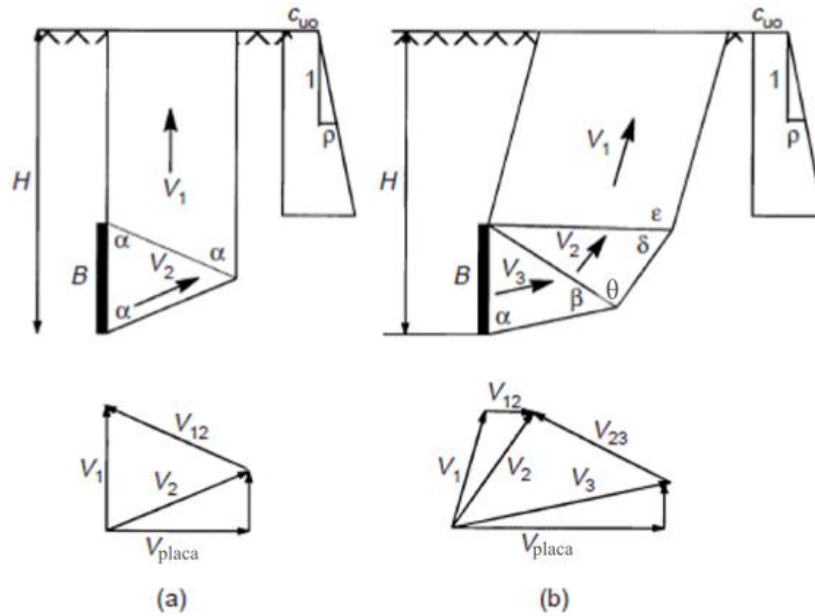


Figura 2.4: Mecanismos desenvolvidos por Gunn (1980): (a) mecanismo de uma variável e (b) mecanismo de cinco variáveis (adaptado de Merifield *et al.* 2001)

Merifield *et al.* (2001) utilizou uma implementação numérica do teorema cinemático para obter a solução do problema em causa.

Na figura 2.5 apresenta-se comparação feita por Merifield *et al.* (2001) do mecanismo de 5 variáveis de Gunn e os mecanismos obtidos pelos autores para diferentes profundidades da placa.

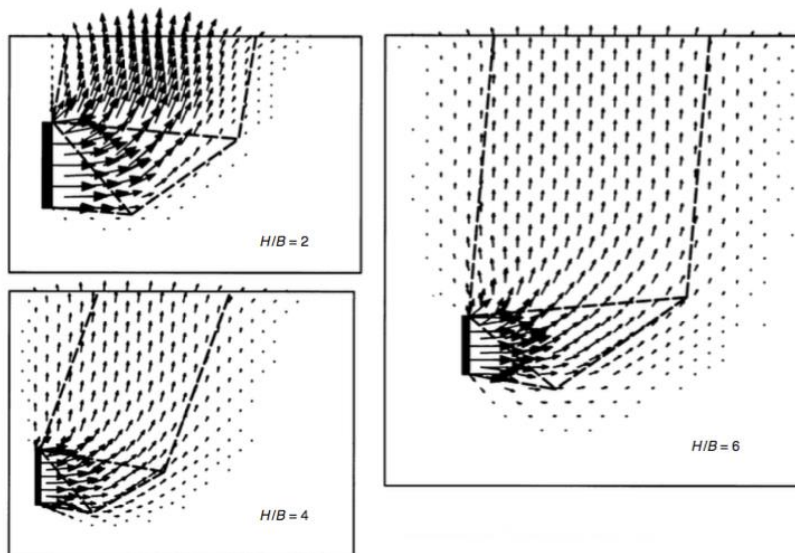


Figura 2.5: Comparação dos mecanismos de Gunn (1980) com os obtidos por Merifield *et al.* (2001)

Rowe e Davis (1982) utilizam cálculos em tensão deformação para a definição do comportamento de placa de ancoragem disposta na vertical ligada e desligada. Por placa ligada entende-se aquela em que o solo no tardo da placa de ancoragem é puxado por esta durante a

solicitação até ao colapso. De acordo com os autores este comportamento surge devido adesão ou sucção que se pode gerar na interface solo/placa. O comportamento não ligado pressupõe que, imediatamente após a solicitação, a placa de ancoragem disposta na vertical se desliga do solo no seu tardo, não se desenvolvendo aderência nem sucção. Estes autores também estudaram o efeito da parcela gerada do peso do solo, rugosidade da placa e espessura da placa.

Merifield *et al.* (2001) introduzem a possibilidade da sobreposição dos efeitos no cálculo da capacidade resistente de placas de ancoragem, para tal, determinam as cargas de colapso para o solo sem peso, estimando o fator de arrancamento, N_{co} , ao qual somam a parcela gerada pelo peso do solo obtendo o fator de arrancamento, N_c .

Estes autores defendem que o efeito do peso do solo e da resistência não drenada são independentes um do outro podendo ser aplicado o princípio da sobreposição de efeitos.

Verificaram ainda que, o fator de arrancamento N_c , cresce linearmente com a parcela gerada pelo peso volúmico.

Também é defendido pelos mesmos autores, que, para valores da parcela gerada pelo peso volúmico elevados a placa passa a ter comportamento de placa profunda, mesmos com valores baixos da profundidade relativa da localização da placa.

Os seus resultados apenas consideram a placa desligada sem rotação, para solo homogéneos e não homogéneos.

Estes autores apresentaram as seguintes equações para solos homogéneos.

$$q_u = N_c c_u \quad (2.2)$$

$$N_c = \left(\frac{q_u}{c_u} \right)_{\gamma \neq 0, \rho = 0} = N_{co} + \frac{\gamma H_a}{c_u} \quad (2.3)$$

$$N_{co} = \left(\frac{q_u}{c_u} \right)_{\gamma = 0, \rho = 0} \quad (2.4)$$

em que q_u força de arrancamento distribuída por unidade área, N_c fator de arrancamento para solo com peso volúmico, c_u resistência corte não drenada, γ peso volúmico do solo, ρ taxa de variação da resistência ao corte com a profundidade, N_{co} fator de arrancamento para solo sem peso volúmico e H_a profundidade desde a superfície até ao meio da placa.

Yu *et al.* (2011), consideram nos seus estudos a placa ligada e desligada, em solos homogéneos e não homogéneos. Na sua abordagem consideraram a placa restringida a deslocamento puramente de translação horizontal. Estes autores também determinam as cargas de colapso em que o peso volúmico do solo é nulo estimando o fator de arrancamento, N_{co} , ao qual adicionam a parcela gerada pelo peso volúmico, conseguindo estimar o valor do facto de arrancamento, N_c , por último, estes autores defendem igualmente que o efeito do peso e da resistência não drenada são independentes um do outro e similarmente utilizam sobreposição dos efeitos.

2.3.3. Comparação entre os Estudos Experimentais e Numérico-Teóricos

Seguidamente apresenta-se a comparação dos resultados existentes, entre estudos numéricos, cujos resultados foram obtidos através da análise limite, com os trabalhos dos autores que realizaram estudos experimentais.

A placa tem comportamento de placa de ancoragem corrida em função da relação L/B . Segundo Neely *et al.* (1973) para a relação de L/B superior a 5 a placa passa a ter um comportamento de placa de ancoragem corrida.

Pode-se assim comparar os resultados experimentais para valores geométricos ($L/B \geq 5$) com o modelo bidimensional, que se enquadra na deformação plana que é utilizado no presente trabalho, assunto referenciado pelos autores dos estudos experimentais

Em todos os estudos numéricos encontrados na literatura consultada a placa de ancoragem foi modelada como corrida (infinita), $L \simeq \infty$, que se insere no quadro da deformação plana.

Na tabela 2.3 apresentam-se os autores dos estudos experimentais em que obtiveram resultados para a relação em $L/B \geq 5$.

Tabela 2.3: Valores de L/B dos diferentes autores

Autores	L/B
Ranjan e Arora (1980)	5,33
Das <i>et al.</i> (1985)	5

Na figura 2.6 observa-se a comparação dos resultados obtidos para os estudos experimentais, para $L/B \geq 5$ com os estudos numéricos em deformação plana, Merifield *et al.* (2001), cujos resultados foram obtidos através da análise limite.

Esta comparação é possível porque para Merifield *et al.* (2001) os valores obtidos pelos estudos experimentais, a parcela gerada pelo peso volúmico do solo não é significativa. Isto porque os ensaios experimentais foram realizados em modelo reduzido, donde a parcela gerada pelo peso volúmico do solo seja considerada desprezável.

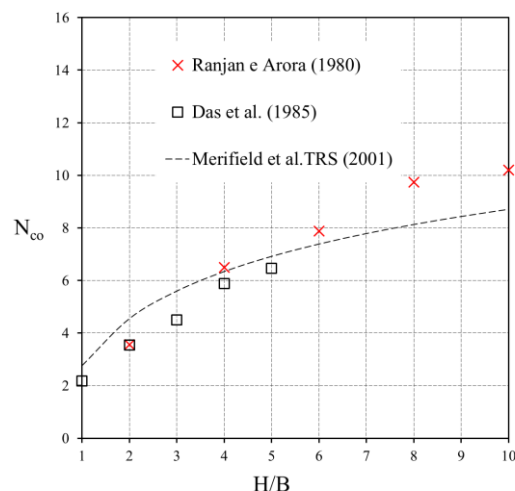


Figura 2.6: Comparação dos resultados experimentais com o resultado obtido através de análise limite (TRS)

Observando a figura 2.6, é possível verificar que a comparação entre resultados das duas vertentes em estudo, permite mostrar que são coerentes, e que o fator de arrancamento cresce com o aumento da profundidade da placa de ancoragem.

Capítulo 3

Metodologia de Cálculo

No presente capítulo é descrita a metodologia utilizada para a determinação da capacidade resistente de uma placa de ancoragem disposta na vertical, num solo respondendo em condições não drenadas com recurso a um programa de cálculo numérico que implementa os teoremas da análise limite.

Assim, descreve-se o programa utilizado, características geométricas diretamente associadas ao estudo em causa e as suas condicionantes.

3.1. Programa de Cálculo

No âmbito deste trabalho foi utilizado um programa de cálculo de elementos finitos desenvolvido nos últimos anos por alguns docentes do Departamento de Engenharia Civil da Faculdade Ciências e Tecnologia da Universidade Nova de Lisboa, designado por *mechpy*. Esse programa implementa numericamente os teoremas estático e cinemático da análise limite, assim como a resolução de problemas de elasticidade, elasto-plasticidade, escoamento e fratura.

A análise limite é uma das técnicas que permite determinar estimativas rigorosas de cargas de colapso de uma estrutura. Esta considera os materiais como rígidos perfeitamente plásticos ou elásticos perfeitamente plásticos e considera que a lei de escoamento plástico é associada. A aplicação da análise limite baseia-se em dois teoremas, o teorema cinemático ou da região superior, onde para um dado mecanismo de colapso compatível, o trabalho das forças exteriores é igual ao trabalho das tensões internas e as forças exteriores aplicadas causam colapso. O teorema estático, ou da região inferior, indica que se um conjunto de forças exteriores está em equilíbrio com as tensões internas que em nenhum ponto violam o critério de rotura, as forças exteriores aplicadas não causam o colapso.

O programa permite escolher diferentes critérios de rotura para diferentes materiais, tais como critérios de Mohr-Coulomb, de Von-Mises, de Tresca e de Tresca Truncado em tração entre outras possibilidades. Informação mais detalhada pode ser consultada em Vicente da Silva e Antão *et al.* (2008), Vicente da Silva (2009) e Vicente da Silva *et al.* (2018).

3.2. Definição da Geometria

A primeira etapa é a definição da malha de elementos finitos do problema em estudo, procedendo-se à sua construção através de um gerador de malhas convencional, *gms*. Nesta fase definem-se as características geométricas dos materiais constituintes e das solicitações impostas assim como das restrições ao nível dos deslocamentos impostos.

Os cálculos foram realizados tendo em conta quatro modelos diferentes. Em dois deles a placa pode-se mover livremente, enquanto que nos outros dois apenas são permitidos deslocamentos horizontais. Em cada um destes conjuntos, um modelo tem junta entre placa e o solo outro não.

Em seguida são apresentadas as figuras dos diferentes modelos abordados neste trabalho, que se encontram representados na figura 3.1.

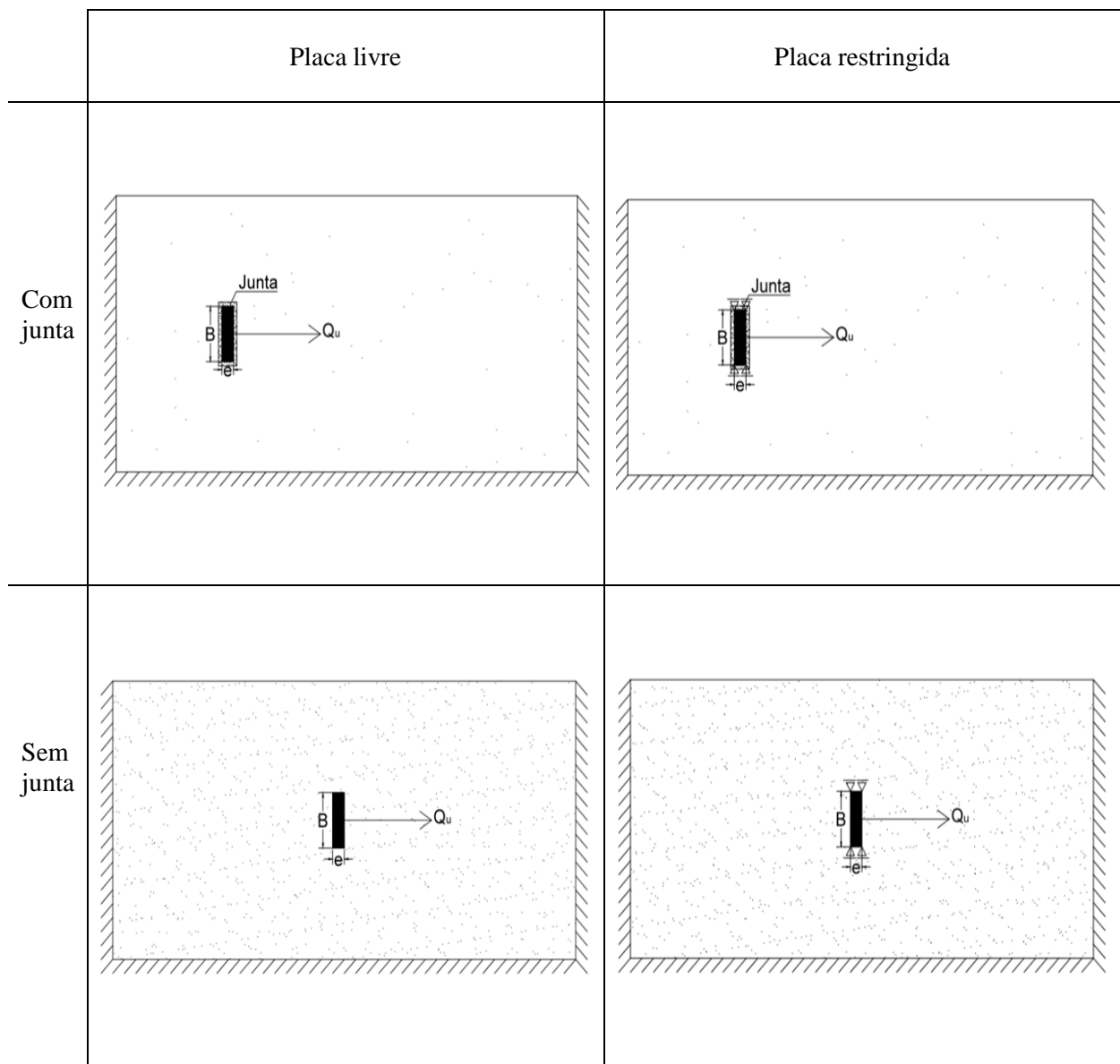


Figura 3.1: Esquema dos modelos utilizados nos cálculos

Em todos os modelos restringem-se os deslocamentos no contorno inferior e laterais.

Posteriormente as malhas geradas pelo *gms*h são convertidas para o formato de entrada de dados do *mechpy*, sendo feita a divisão de cada quadrilátero em quatro triângulos definidos pelas diagonais do quadrilátero para evitar problemas de *locking* (Nagtegaal *et al.* 1974), associados à incompressibilidade do critério de Tresca. Como as malhas são estruturadas e, excetuando as zonas das juntas formadas por quadrados, estas podem ser designadas pelo tamanho dos elementos da malha.

A espessura da placa é dada pela relação $e = 0,1B$ e sendo a espessura da junta $e_{int} = 0,01B$. Na figura 3.2 é possível observar uma das malhas gerada para um dos cálculos, modelo com junta, representada a vermelho a placa, a junta a verde e a azul o solo que para este modelo o critério de resistência é Tresca.

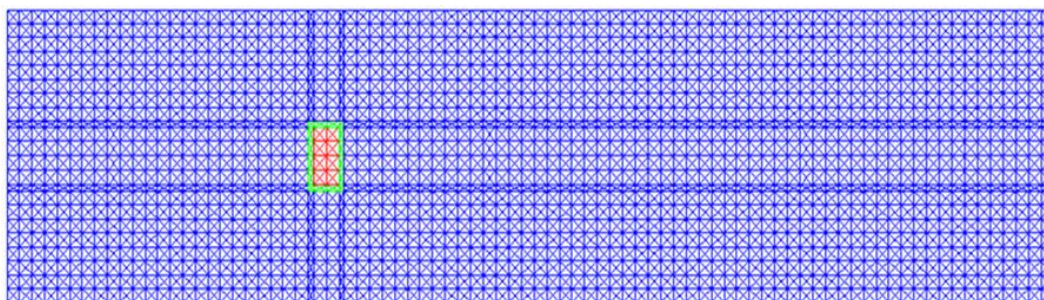


Figura 3.2: Malha do modelo com junta para $H/B = 3$

Na figura 3.3 é possível observar uma das malhas gerada para um dos cálculos, modelo sem junta, representada a vermelho a placa e a azul o solo que para este modelo o critério de resistência é Tresca Truncado.

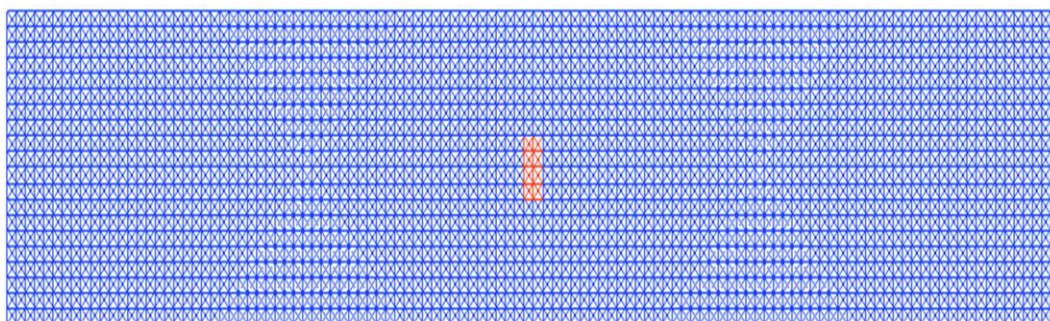


Figura 3.3: Malha do modelo sem junta para $H/B = 3$

A resistência do solo é modelada pelo critério de Tresca no caso em que se modela também os elementos de junta; para o caso em que estes elementos não são considerados, a resistência do solo é modelada pelo critério de Tresca truncado em tração, com truncatura de 1×10^{-5} kPa. Os elementos constituintes da placa são modelados pelo critério de Tresca com uma resistência não drenada de 1×10^6 kPa, conferindo uma elevada resistência à placa evitando a possibilidade de plastificação, permitindo um comportamento próximo do rígido. No presente trabalho considerou-se diferentes valores para a parcela gerada pelo peso do solo que foram 0, 1, 2, 3, 4, 5 e 7.

As profundidades relativas a que a placa foi analisada corresponde às razões de H/B entre 1 e 10 para placas com junta. Para os modelos sem junta as profundidades relativas analisadas encontram-se no intervalo de H/B entre 1 e 8, atendendo que não estava disponível capacidade cálculo para a análise das restantes profundidades relativas.

Capítulo 4

Resultados

O presente capítulo apresenta os resultados obtidos nos cálculos realizados para cada um dos modelos expostos na secção anterior. É feita uma análise dos mecanismos de colapso e das suas dissipações.

4.1. Cálculos Preliminares

A realização dos cálculos para a obtenção dos resultados pretendidos passou por uma fase preliminar de estudo da influência da dimensão dos elementos das malhas nos resultados. Este estudo realizado apenas para alguns modelos permitiu consequentemente a escolha da dimensão dos elementos da malha a utilizar nos cálculos em geral.

Para aferir esta influência realizaram-se, para cada modelo, cálculos com diferentes tamanhos dos elementos finitos das malhas envolvidas.

Como visto anteriormente os elementos encontram-se dispostos em malhas quadradas, permitindo que se defina como representativo o lado dos quadrados, L_E (divididos em triângulos) existentes. Este comprimento foi adimensionalizado dividindo-o pela altura da placa dando origem ao valor $L_{Ea} = L_E/B$.

Nas figuras 4.1, 4.2, 4.3 e 4.4 encontram-se representados os resultados para N_c (equação 2.3) para diferentes valores de L_{Ea} da malha de elementos finitos para cada um dos modelos estudados no presente trabalho e para as seguintes profundidades relativas a que a placa se encontra, $H/B = 3$ no caso (a) e $H/B = 7$ no caso (b).

Nas figuras acima mencionadas também se pode observar as regressões lineares que melhor aproximam os resultados obtidos.

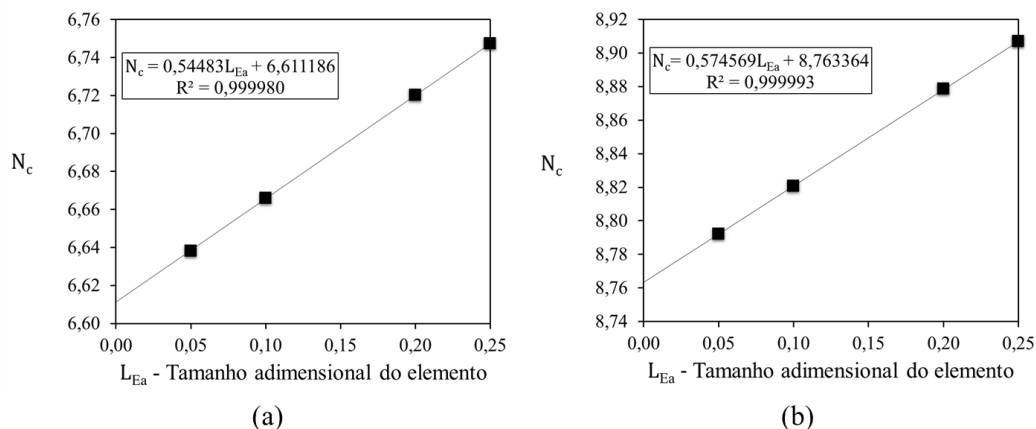


Figura 4.1: Valores obtidos de N_c para $\frac{\gamma H_a}{c_u} = 1$: (a) $H/B = 3$ e (b) $H/B = 7$ para o modelo com junta e placa livre

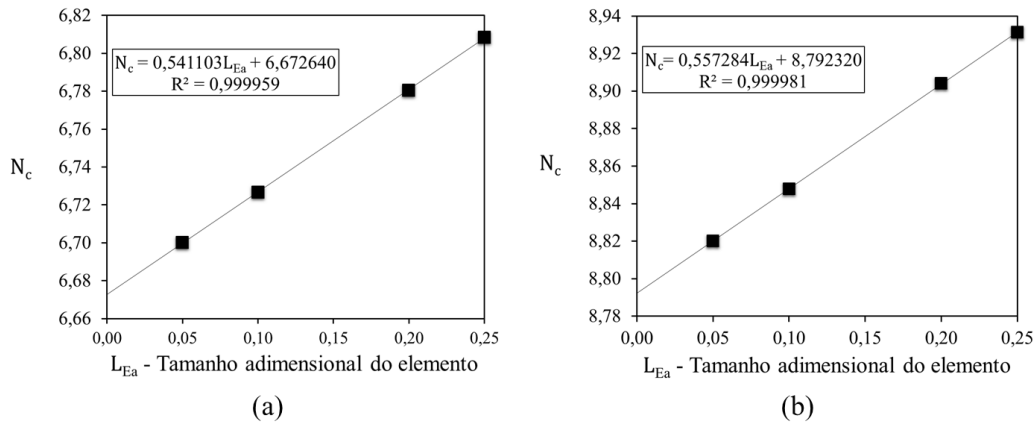


Figura 4.2: Valores obtidos de N_c para $\frac{\gamma H a}{c_u} = 1$: (a) $H/B = 3$ e (b) $H/B = 7$ para o modelo com junta e placa com apenas movimento horizontal

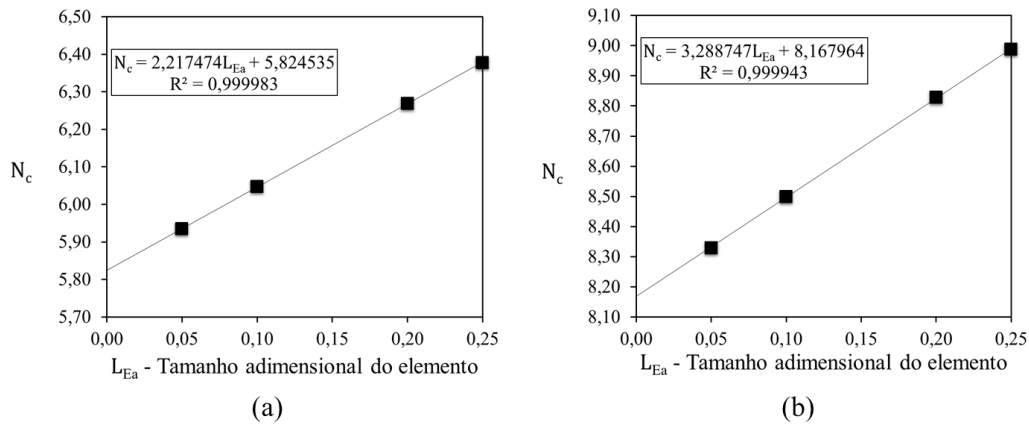


Figura 4.3: Valores obtidos de N_c para $\frac{\gamma H a}{c_u} = 1$: (a) $H/B = 3$ e (b) $H/B = 7$ para o modelo sem junta e placa livre

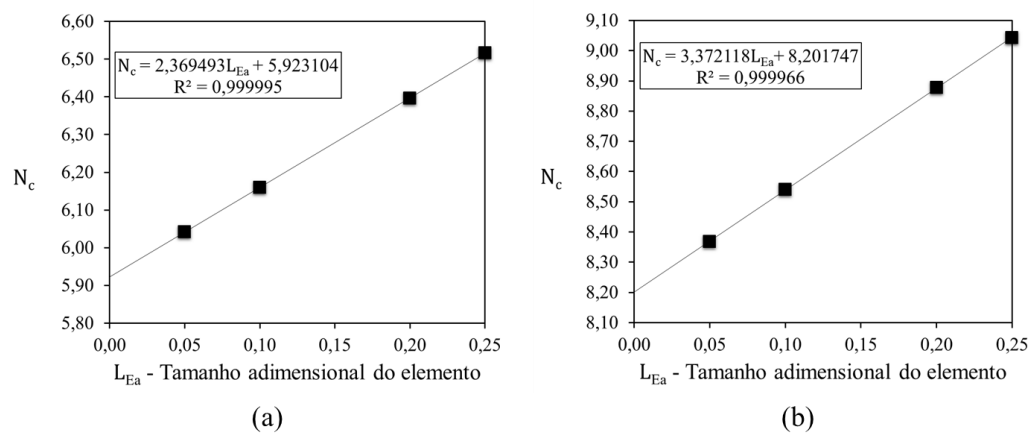


Figura 4.4: Valores obtidos de N_c para $\frac{\gamma H a}{c_u} = 1$: (a) $H/B = 3$ e (b) $H/B = 7$ para o modelo sem junta e placa apenas com movimento horizontal

Da análise destas figuras constata-se que a relação entre o tamanho adimensionalizado do elemento e os valores de N_c pode ser considerada como linear.

Admitindo que esta relação se mantém para valores mais baixos de tamanho dos elementos finitos, pode-se efetuar a previsão do resultado correspondente a um tamanho a tender para zero, supostamente a solução exata do problema.

No entanto nos problemas estudados, independentemente do modelo em causa, as variações relativas do N_c em função de L_{Ea} são pouco relevantes para as menores diferenças dos elementos da malha. Em particular a variação entre os valores referentes à menor dimensão do elemento e o valor referente à projeção ($L_{Ea} \rightarrow 0$) é suficientemente reduzida para que nos cálculos seguidamente apresentados se optasse por efetuar apenas um cálculo, correspondente tamanho do elemento que corresponde à malha em que a altura da placa tem 20 divisões.

4.2. Resultados Obtidos

Nesta secção apresentam-se os valores estimados para a capacidade resistente de placa de ancoragem disposta na vertical apresentados na forma de fator de arrancamento, N_c , obtidos para os diferentes modelos com diferentes valores para as parcelas geradas pelo peso volúmico do solo como também para as diferentes profundidades relativas da placa.

Como referido os cálculos foram efetuados para $\frac{\gamma H_a}{c_u} = 1, 2, 3, 4, 5$ e 7 e de $H/B = 1, 2, 3, 4, 5, 6, 7, 8, 9$, e 10 para os modelos com junta, para os modelos em que não há junta o cálculo apenas foi realizado até a profundidade relativa de $H/B = 8$.

Na figura 4.5 visualizam-se os valores estimados do fator de arrancamento, N_c , para os diferentes valores de $\frac{\gamma H_a}{c_u}$. Nesta figura os modelos em análise são de placa livre com junta (a) e placa com apenas movimento horizontal e junta (b). Os resultados numéricos aqui apresentados podem ser consultados no Anexo A, nas tabelas A.1 e A.2.

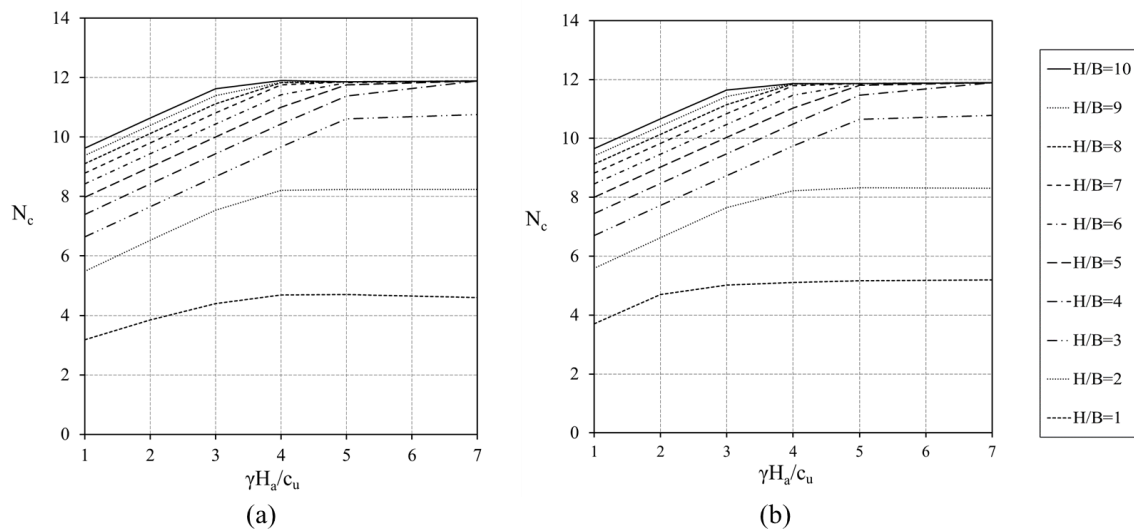


Figura 4.5: Resultados obtidos de N_c em função da parcela gerada pelo peso volúmico: (a) Modelo com junta e placa livre; (b) Modelo com junta e placa apenas com movimento horizontal

Na figura 4.6 visualizam-se os valores estimados do fator de arrancamento, N_c , para os diferentes valores de $\frac{\gamma H_a}{c_u}$. Nesta figura os modelos em análise são de placa livre sem junta (a) e placa com apenas movimento horizontal sem junta (b). Os resultados numéricos aqui apresentados podem ser consultados no Anexo A, nas tabelas A.3 e A.4.

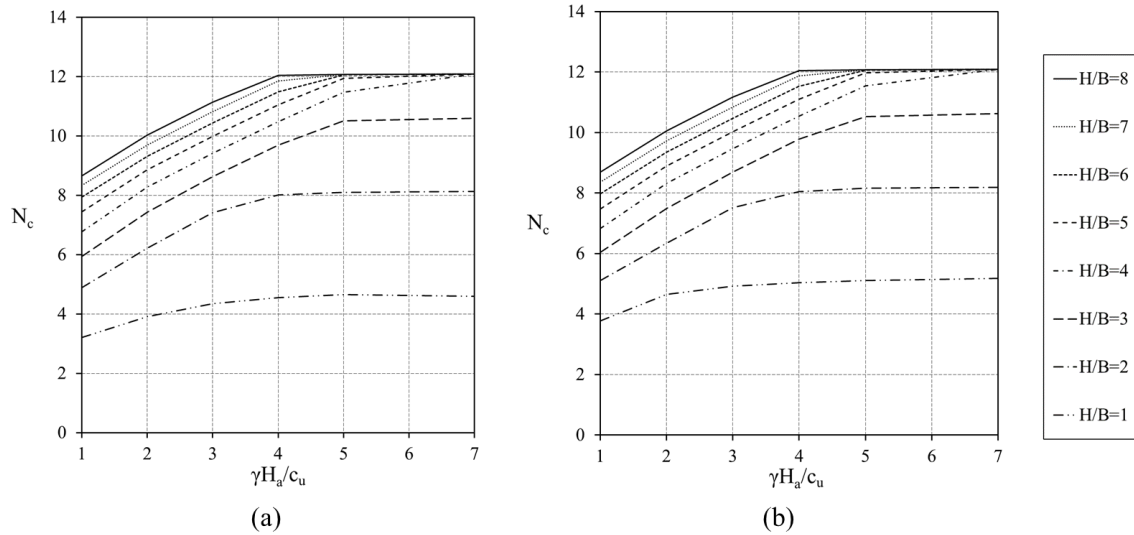


Figura 4.6: Resultados obtidos de N_c em função da parcela gerada pelo peso volúmico: (a) Modelo sem junta e placa livre; (b) Modelo sem junta e placa apenas com movimento horizontal

Da análise dos gráficos constata-se que de uma forma geral em todos os modelos o fator de arrancamento, N_c , aumenta com o aumento da parcela motivada pelo peso volúmico.

Observa-se que para as maiores profundidades relativas ($H/B > 4$) os valores de N_c tendem para um mesmo valor, com o aumento de $\frac{\gamma H_a}{c_u}$.

Para os valores mais baixos da profundidade relativa ($H/B < 4$), com o aumento de $\frac{\gamma H_a}{c_u}$ os valores de N_c alcançam sensivelmente um patamar.

No entanto, e ao contrário no que se passava para as maiores profundidades relativas, esse patamar tem um valor diferente para cada um dos valores H/B .

No caso de $H/B = 4$, parece que a tendência seria de entrar no mesmo patamar que no caso das profundidades relativas mais profundas, mas só é alcançado o valor de patamar para $\frac{\gamma H_a}{c_u} = 7$.

A entrada em patamar para todos os valores de H/B , é coerente com os mecanismos obtidos, que, a partir de certo valor de $\frac{\gamma H_a}{c_u}$ se mantêm inalterados.

Nos modelos com junta, para profundidades relativas entre 5 e 7 observa-se uma relação quase proporcional entre o fator de arrancamento, N_c e a parcela gerada pelo peso volúmico, $\frac{\gamma H_a}{c_u}$, até atingir um valor constante. Merifield *et al.* (2001) defende a existência desta relação de proporcionalidade no seu trabalho apresentando apenas resultados para o teorema estático e para profundidades relativas de 5 até 10. No entanto o declive da relação $N_c/(\gamma H_a/c_u)$ é nos resultados de Merifield *et al.* (2001) cerca do dobro do evidenciado no presente trabalho.

Na figura 4.7 visualizam-se os valores estimados do fator de arrancamento, N_c , para os diferentes valores de H/B . Nesta figura os modelos em análise são de placa livre com junta (a) e placa com apenas movimento horizontal e junta (b). Os resultados numéricos aqui apresentados podem ser consultados no Anexo A, nas tabelas A.1 e A.2.

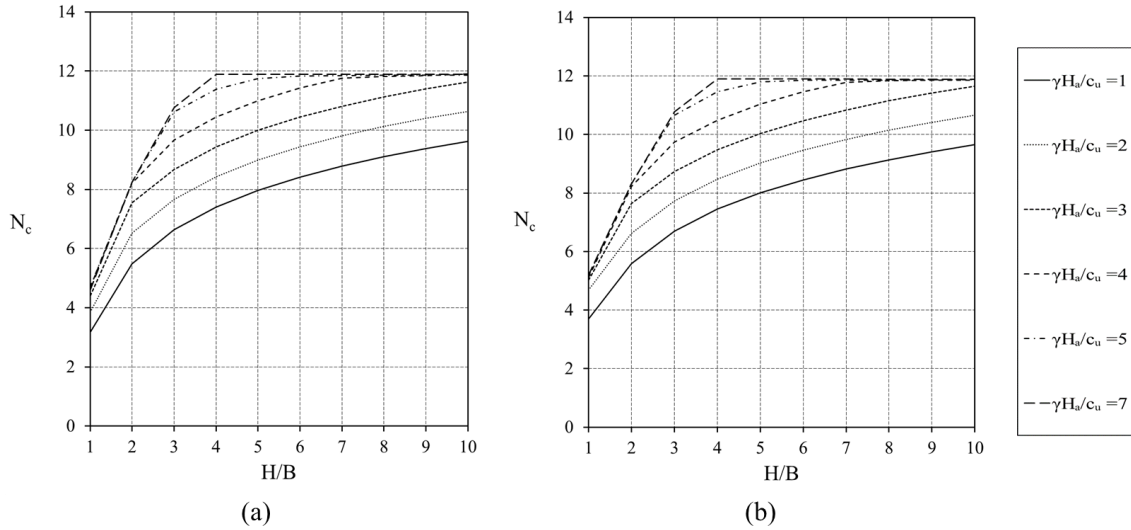


Figura 4.7: Resultados obtidos de N_c em função da profundidade relativa da placa: (a) Modelo com junta e placa livre; (b) Modelo com junta e placa apenas com movimento horizontal

Na figura 4.8 visualizam-se os valores estimados do fator de arrancamento, N_c , para os diferentes valores de H/B . Nesta figura os modelos em análise são de placa livre sem junta (a) e placa com apenas movimento horizontal e sem junta (b). Os resultados numéricos aqui apresentados podem ser consultados no Anexo A, nas tabelas A.3 e A.4.

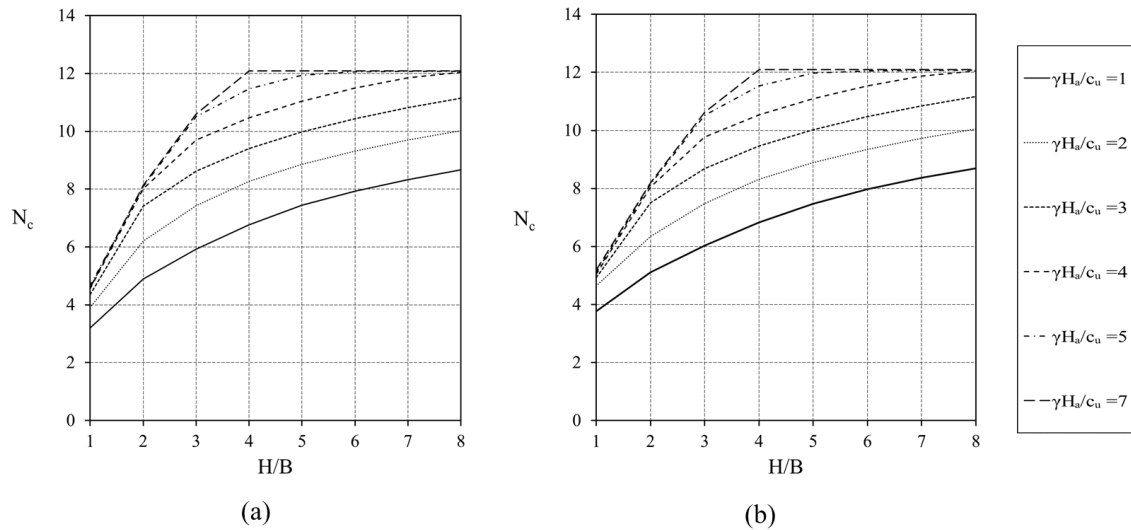


Figura 4.8: Resultados obtidos de N_c em função da profundidade relativa da placa: (a) Modelo sem junta e placa livre; (b) Modelo sem junta e placa apenas com movimento horizontal

Pela análise dos gráficos verifica-se que, de uma forma geral, o fator de arrancamento, N_c , aumenta com o aumento da profundidade relativa da placa.

Aqui fica claro que para a profundidade relativa de $H/B > 5$ o fator de arrancamento, N_c atinge valor constante para valor de $\frac{\gamma H_a}{c_u} \geq 4$, coincidente com o comportamento de placa profunda mesmo em profundidades relativas baixas de acordo com o descrito no trabalho de Merifield *et al.* (2001).

Observa-se em ambos os modelos que o fator de arrancamento, N_c , atinge um valor constante apenas para parcelas geradas pelo peso volúmico elevado.

Apresenta-se de seguida a comparação entre os resultados obtidos para placas com apenas deslocamentos horizontais admitidos e para placas com deslocamentos livres: nos modelos com junta (figura 4.9) e sem junta (figura 4.10).

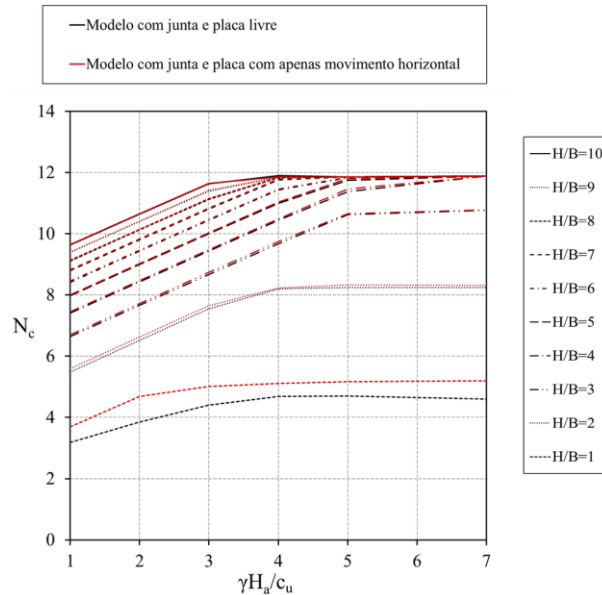


Figura 4.9: Comparação dos resultados obtidos de N_c entre o modelo com junta e placa livre e modelo com junta e placa apenas com movimento horizontal

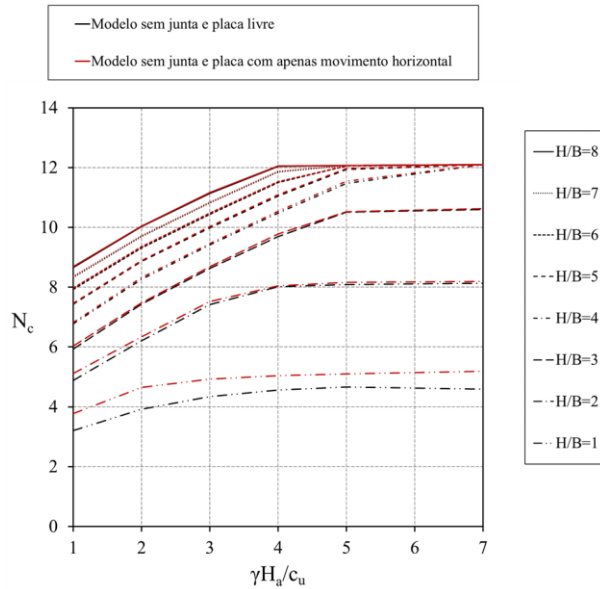


Figura 4.10: Comparação dos resultados obtidos de N_c entre o modelo sem junta e placa livre e modelo sem junta e placa apenas com movimento horizontal

A observação dos gráficos permite verificar que a influência da rotação da placa nos resultados obtidos para o fator de arrancamento, N_c , só se verifica para as profundidades relativas $H/B = 1$ e $H/B = 2$. Efetivamente, para estes valores de H/B , as aproximações de N_c diferem quando comparados entre modelos: no modelo em que a placa é livre os valores que foram obtidos no cálculo são inferiores, como seria de esperar no resultado obtido a partir do teorema cinemático. Para as restantes profundidades relativas as diferenças são muito pequenas, situação verificada para o modelo com junta e sem junta.

Apresenta-se de seguida a figura 4.11 com a comparação entre os resultados obtidos considerando a resistência do solo modelada com critério de Tresca e pelo critério de Tresca Truncado: nos modelos com placa livre (a) e placa com apenas movimento horizontal (b).

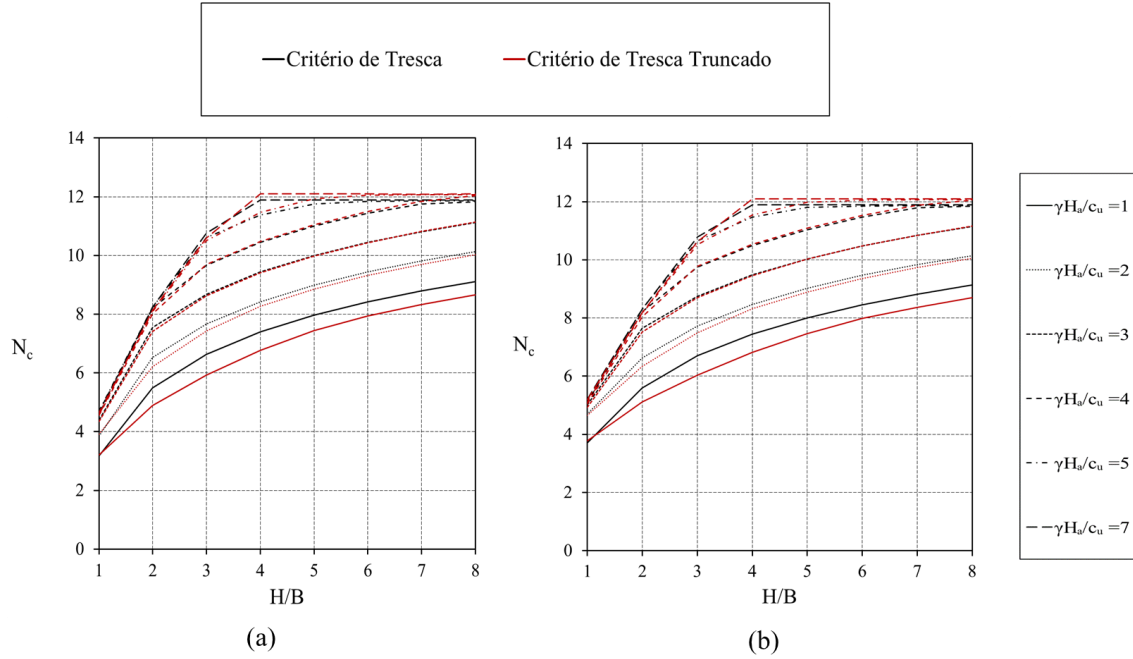


Figura 4.11: Comparação dos resultados obtidos de N_c : (a) Modelo placa livre; (b) Modelo placa apenas com movimento horizontal

Em ambas as situações da cinemática das placas os valores obtidos são semelhantes exceto no caso $\frac{\gamma H_a}{c_u} = 1$ e para valores de $H/B > 1$ se regista uma diferença nos valores obtidos.

A diferença existente estará, provavelmente, associada ao facto de, para o caso do critério de Tresca o solo na zona do tardo da placa colapsar para aproximadamente $\frac{\gamma H}{c_u} = \frac{2\gamma H_a}{c_u} \simeq 3.78$, de acordo com o demonstrado pelos autores, Lyamin e Sloan (2002) (região inferior) e a Pastor *et al.* (2009) (região superior) que mostram que o valor de colapso $\frac{\gamma H}{c_u}$ esta situado entre 3,772 e 3,7776 enquanto que para o caso do critério de Tresca Truncado este solo colapse para $\frac{\gamma H}{c_u} = \frac{2\gamma H_a}{c_u} = 2$, mostrado por Salençon, J (1983).

Nos restantes valores de $\frac{\gamma H_a}{c_u} (> 1)$ o solo no tardo da placa colapse, em talude vertical, para os dois critérios.

As pequenas diferenças existentes mostram que, apesar de tudo, haverá zonas do maciço onde no caso do critério de Tresca se poderão desenvolver tracções.

4.3. Mecanismos de Colapso

As figuras 4.9 a 4.15, apresentam a malha deformada em conjugação com os padrões da dissipação plástica ($\sigma:\varepsilon^p$) obtidas nos cálculos referentes ao modelo com junta e placa livre, permitindo a inferência dos mecanismos de colapso. Cada figura corresponde a um valor de $\frac{\gamma H_a}{c_u}$, que varia de $\frac{\gamma H_a}{c_u} = 0$ até $\frac{\gamma H_a}{c_u} = 7$. Todos os mecanismos expostos neste trabalho têm a mesma escala para as cores e o mesmo fator de escala no que concerne à deformada.

A visualização dos mecanismos pode ser complementada com a visualização das mesmas imagens, mas ampliadas presentes no Anexo B.

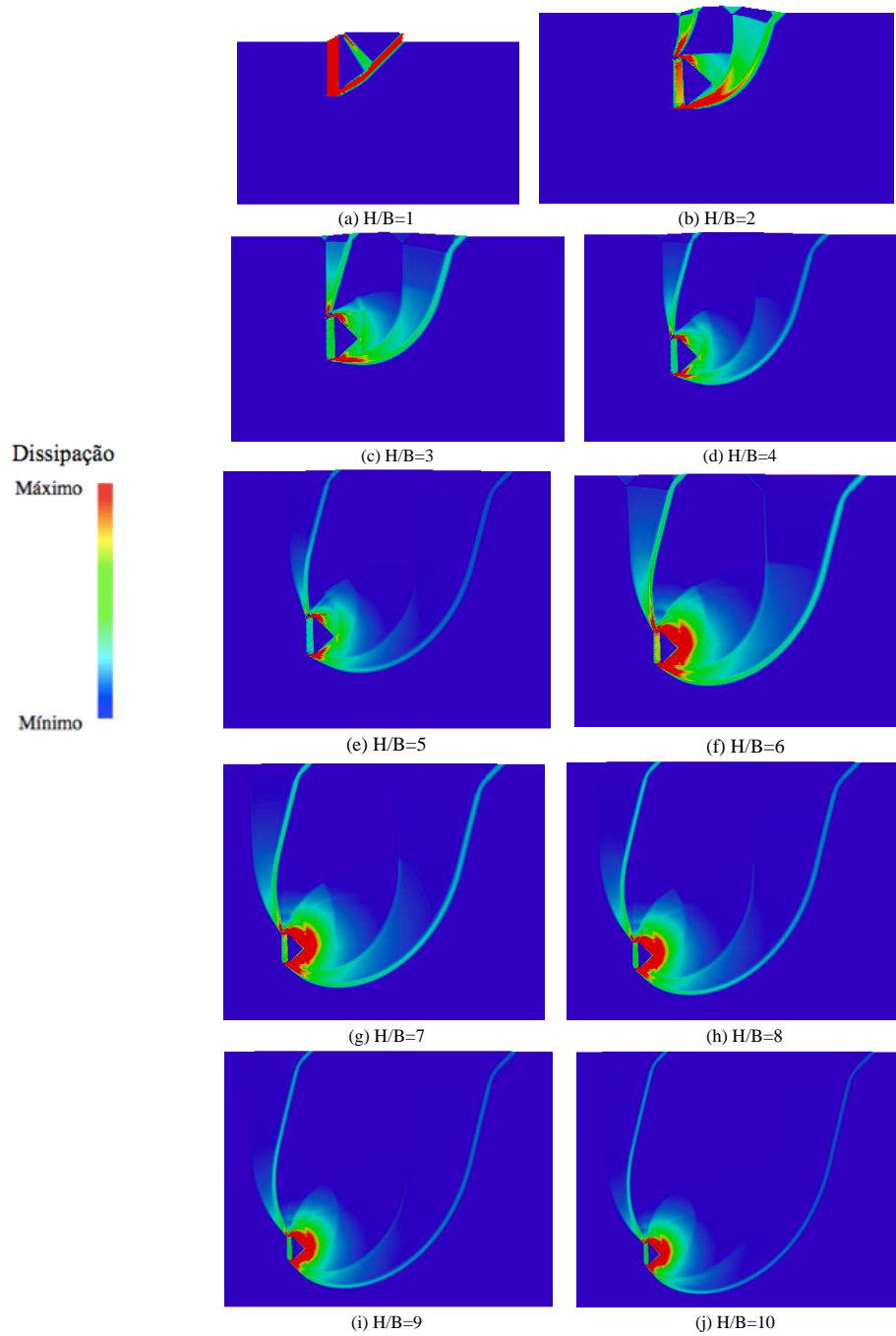


Figura 4.9: Mecanismos obtidos para $\frac{\gamma H_a}{c_u} = 0$ do modelo com junta e placa livre

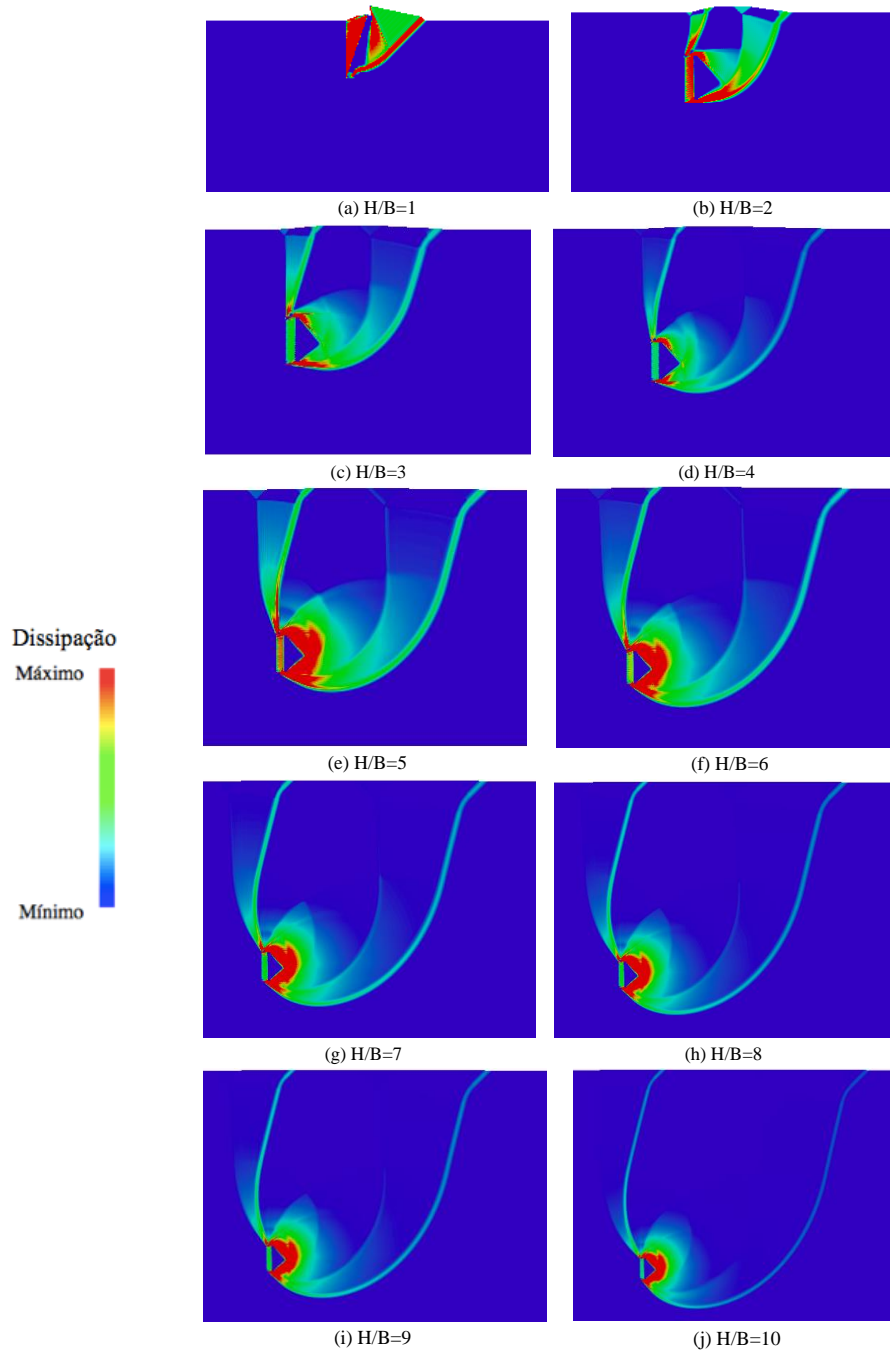


Figura 4.10: Mecanismos obtidos para $\frac{\gamma H_a}{c_u} = 1$ do modelo com junta e placa livre

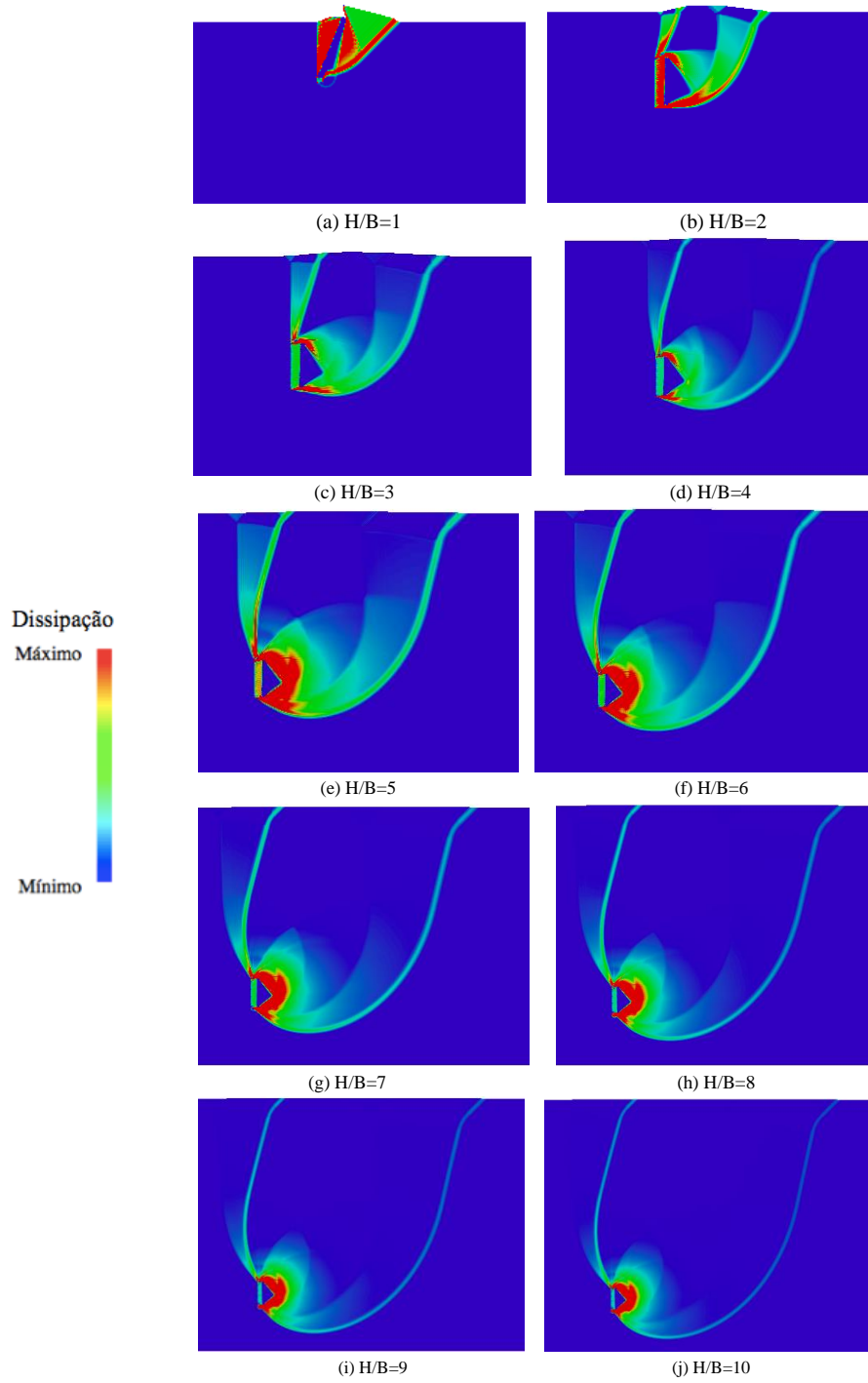


Figura 4.11: Mecanismos obtidos para $\frac{\gamma H_a}{c_u} = 2$ do modelo com junta e placa livre

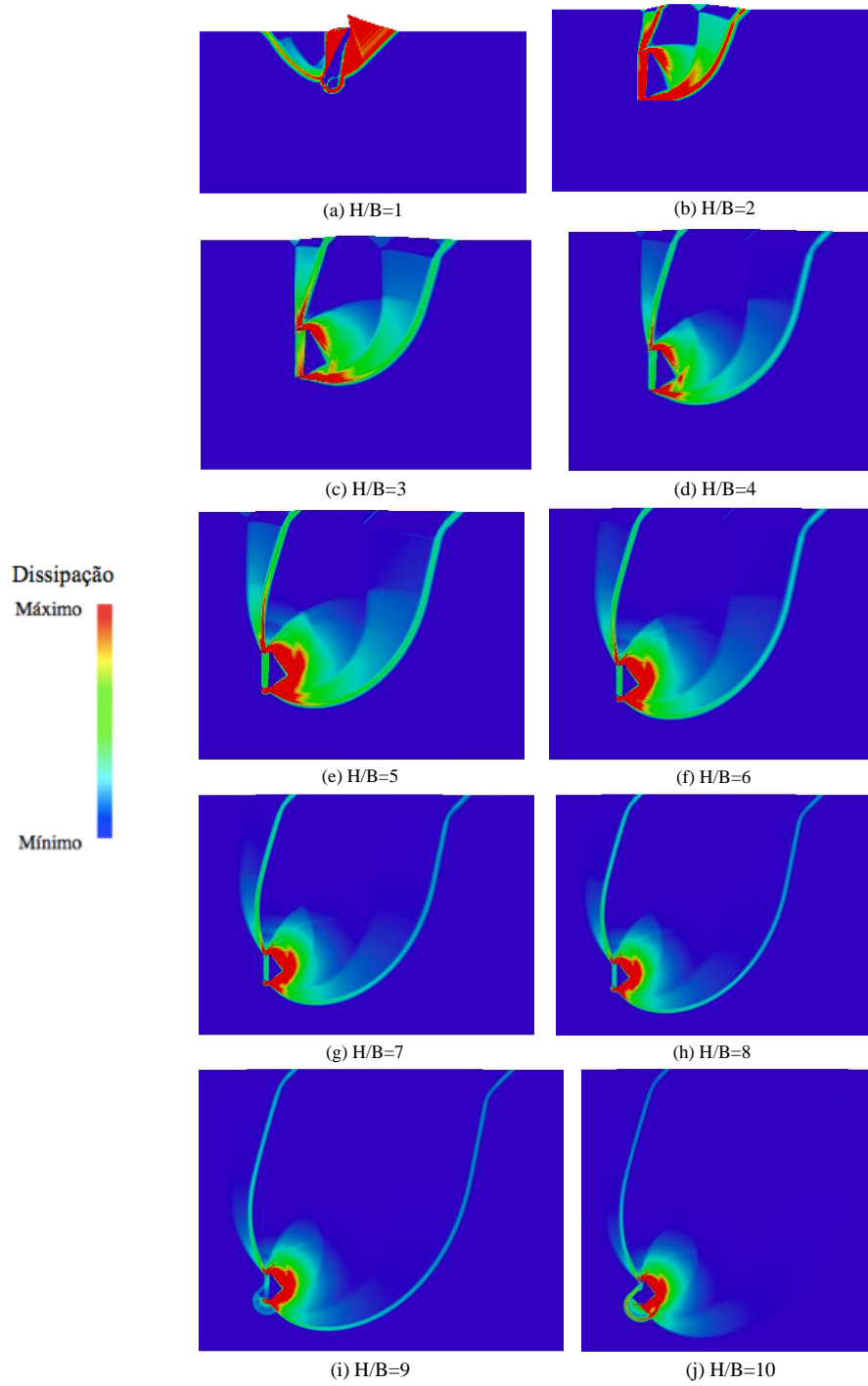


Figura 4.12: Mecanismos obtidos para $\frac{\gamma H_a}{c_u} = 3$ do modelo com junta e placa livre

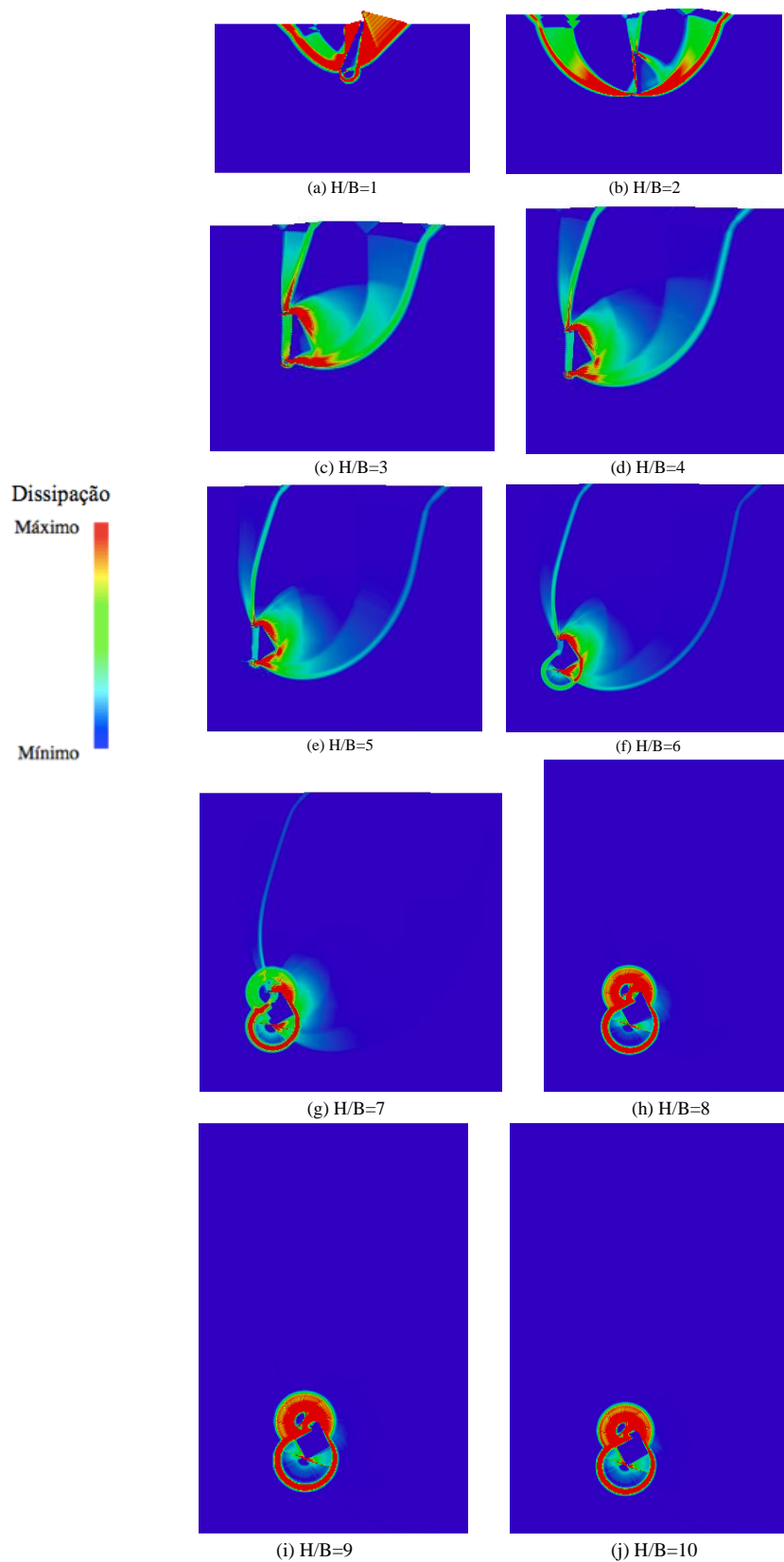


Figura 4.13: Mecanismos obtidos para $\frac{\gamma H_a}{c_u} = 4$ do modelo com junta e placa livre

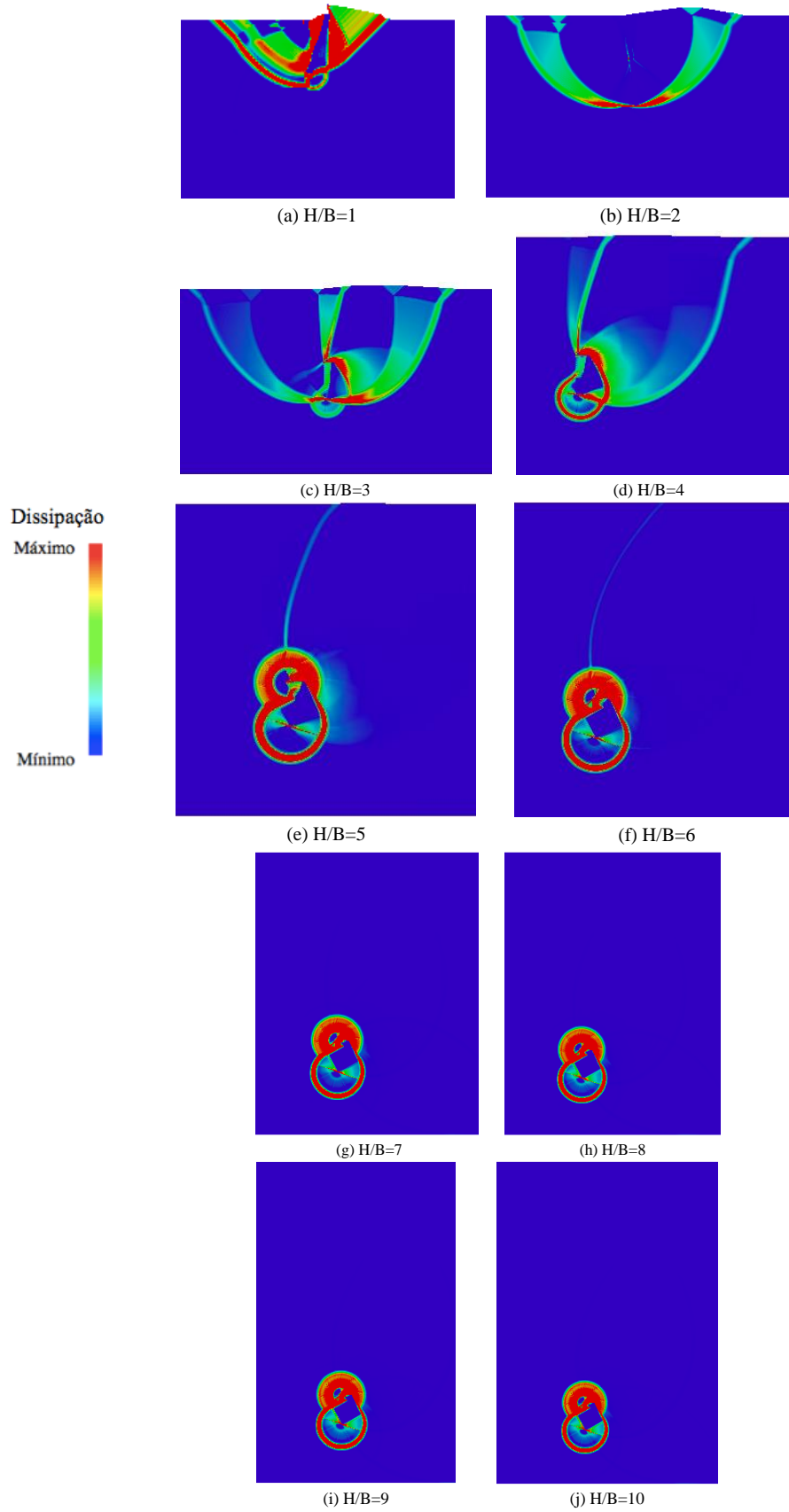


Figura 4.14: Mecanismos obtidos para $\frac{\gamma H_a}{c_u} = 5$ do modelo com junta e placa livre

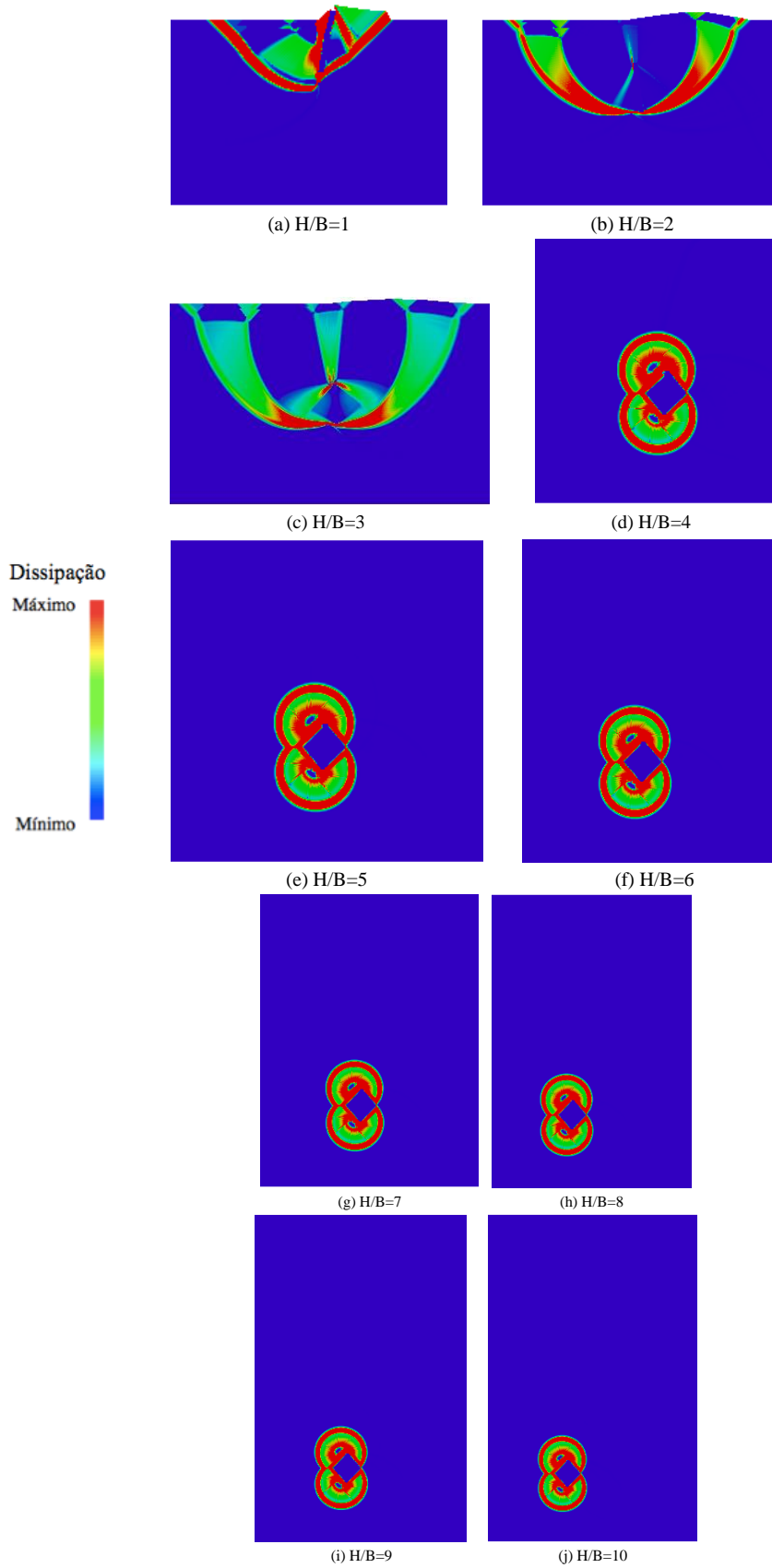


Figura 4.15: Mecanismos obtidos para $\frac{\gamma H_a}{c_u} = 7$ do modelo com junta e placa livre

A análise dos mecanismos obtidos para os diferentes valores de $\frac{\gamma H_a}{c_u}$ e diferentes valores de H/B permite afirmar que os mecanismos são complexos, e sendo formadas por zonas de deformação plástica e zonas de blocos rígido. Para as profundidades relativas mais elevadas, algumas das zonas de dissipação plástica estreitam, quase definindo superfícies de descontinuidade de deslocamento.

A influência do modelo cinemático de placa apenas é evidente no caso de $H/B = 1$ em todos os $\frac{\gamma H_a}{c_u}$; corroborando o que anteriormente tinha sido constatado à cerca da diferença de valores de N_c para os modelos com deslocamento livre e com apenas deslocamento horizontal.

A partir das figuras das malhas deformadas e padrões de dissipação aplicadas apresentadas no anexo B, é possível confirmar que nos outros casos de $\frac{\gamma H_a}{c_u}$ as placas, apesar de o poderem fazer, não apresentam rotações significativas exceto nos casos em que se alcança o patamar de resistência nos casos de $\frac{\gamma H_a}{c_u} = 4$ e 5. Nestes casos existe efetivamente uma rotação visível da placa.

Nota-se ainda, para $H/B = 1$, que nos valores de $\frac{\gamma H_a}{c_u}$ mais baixos (0 e 1) o solo no tardo da placa não acompanha o movimento desta, ficando em estado indeformável.

Para $\frac{\gamma H_a}{c_u} \geq 2$ o solo do tardo, apesar de não tracionado pela placa, acompanha o seu movimento.

Este fenómeno é também evidente para $H/B = 2$; no entanto a existência de movimentos no tardo só se regista a partir de valores de $\frac{\gamma H_a}{c_u}$ iguais ou superiores a 4.

Repara-se que o caso de $H/B = 1$, corresponde, no que ao tardo da placa diz respeito, a uma situação de talude vertical.

Os autores, Lyamin e Sloan (2002) (região inferior) e a Pastor et al. (2009) (região superior) mostraram que o valor de colapso $\frac{\gamma H}{c_u}$ está situado entre 3,772 e 3,7776, o que está de acordo

com o facto de a transição no presente caso de dar entre os valores de $\frac{\gamma H_a}{c_u} = 1 \Leftrightarrow \frac{\gamma H}{c_u} = 2$ e

$\frac{\gamma H_a}{c_u} = 2 \Leftrightarrow \frac{\gamma H}{c_u} = 4$.

Finalmente é de notar que os mecanismos para placas profundas são localizados a áreas circunscritas às proximidades das placas.

Apesar de em todos os casos a forma destes mecanismos ser semelhante, em que duas zonas semicirculares com centros perto das posições originais das extremidades da placa, no caso em que existe alguma rotação das placas, há maior dissipação na zona superior do mecanismo.

Genericamente os mecanismos do tipo superficial traduzem-se por movimento que alcança a superfície.

Distinguem-se os casos de $\frac{\gamma H_a}{c_u}$ mais baixos atendo a que nestes apenas se regista empolamento na frente da placa, enquanto que para os $\frac{\gamma H_a}{c_u}$ mais elevados se registarem também um certo assentamento na zona do tardo da placa.

Para o caso de placas profundas o movimento é restrito à zona da placa não se observando qualquer movimento à superfície.

As figuras 4.16 a 4.22 apresentam a malha deformada em conjugação com os padrões da dissipação plástica ($\sigma:\varepsilon^p$) obtidos nos cálculos referentes ao modelo com junta e placa apenas com movimento horizontal, permitindo a inferência dos mecanismos de colapso. Cada figura corresponde a um valor de $\frac{\gamma H_a}{c_u}$, que varia de $\frac{\gamma H_a}{c_u} = 0$ até $\frac{\gamma H_a}{c_u} = 7$. Todos os mecanismos expostos neste trabalho têm a mesma escala para as cores e a mesmo fator de escala no que concerne a deformada.

A visualização dos mecanismos pode ser complementada com a visualização das mesmas imagens, mas ampliadas presentes no Anexo B.

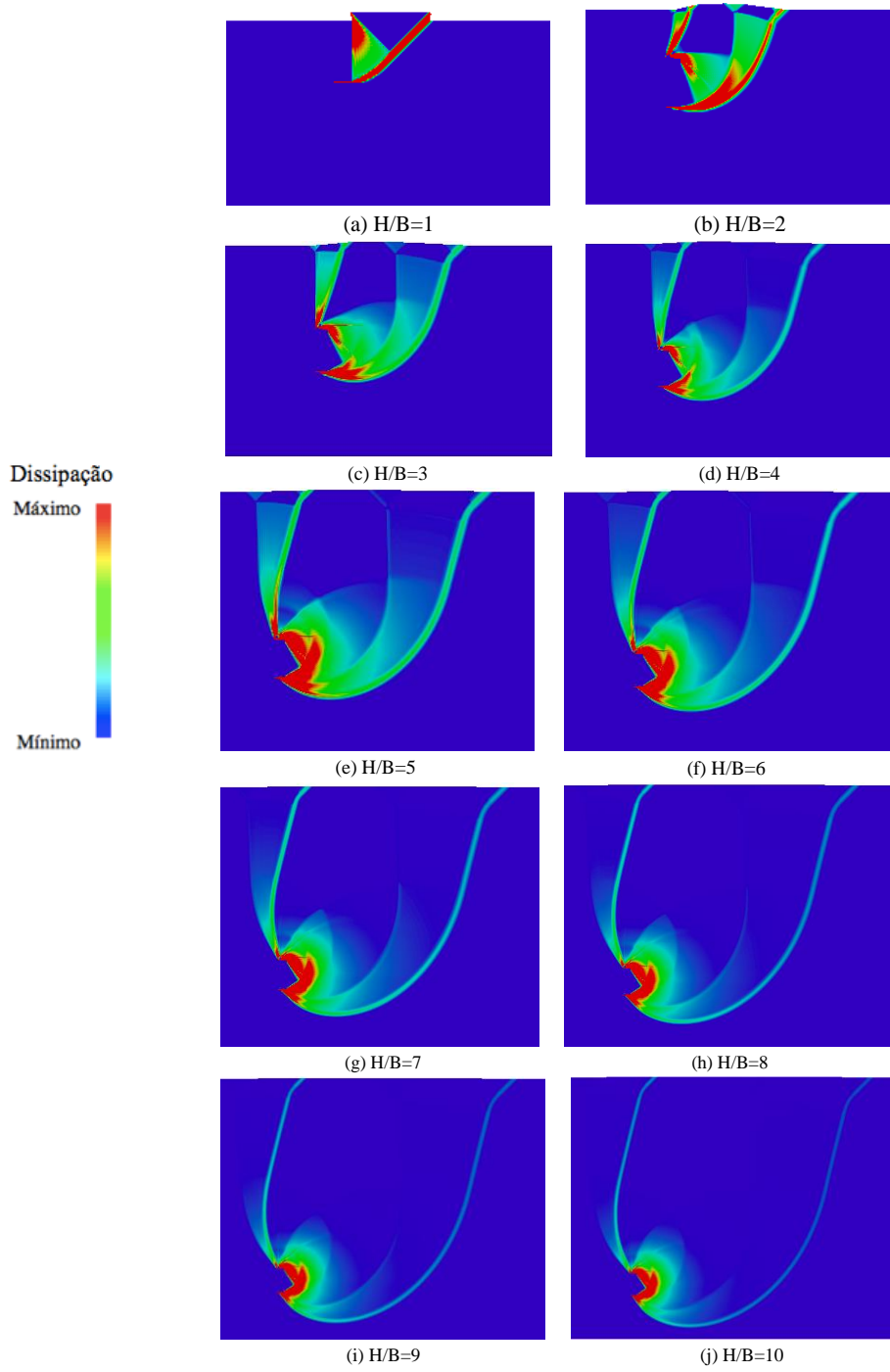


Figura 4.16: Mecanismos obtidos para $\frac{\gamma H_a}{c_u} = 0$ do modelo com junta e placa apenas com movimento horizontal

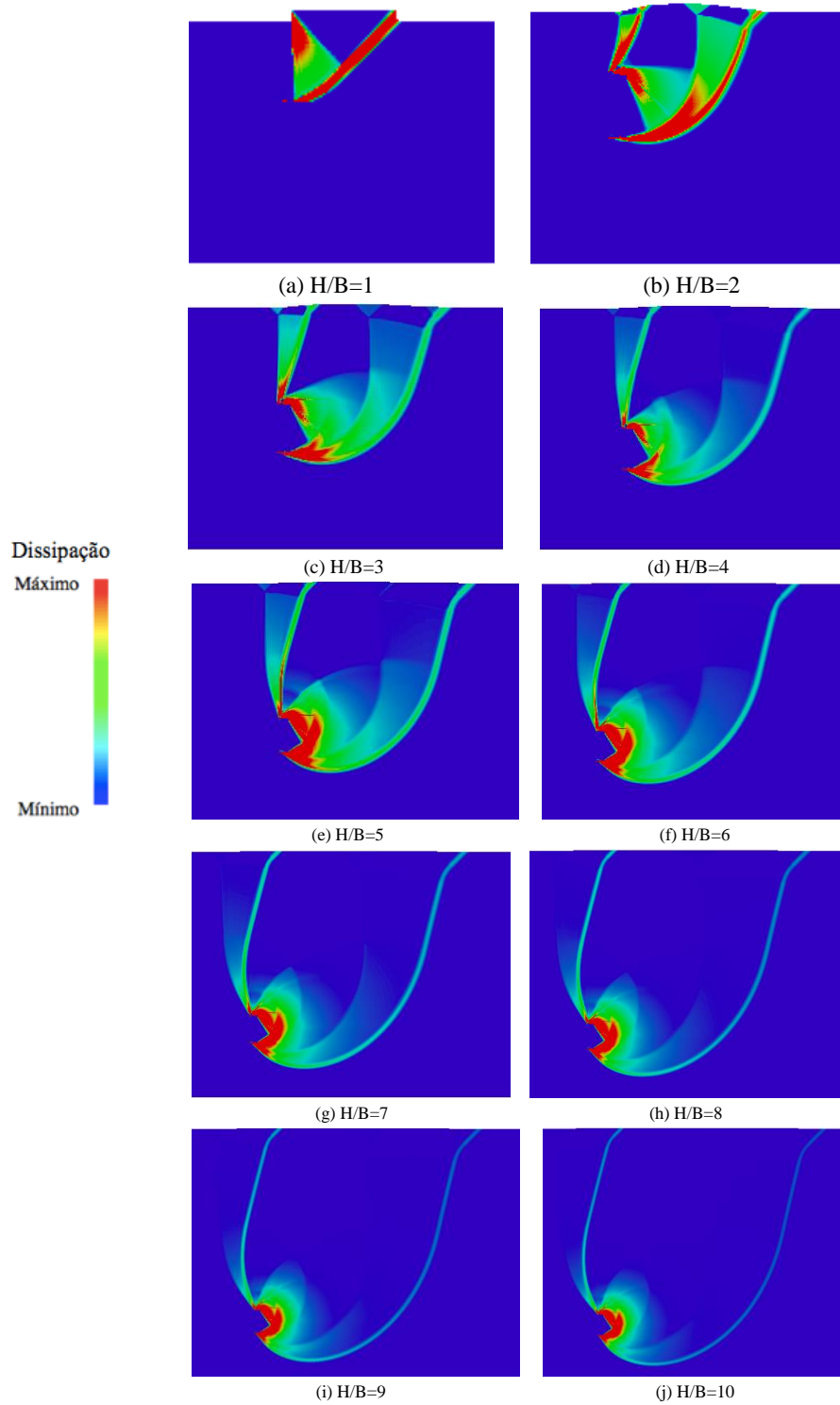


Figura 4.17: Mecanismos obtidos para $\frac{\gamma H a}{c_u} = 1$ do modelo com junta e placa com apenas movimento horizontal

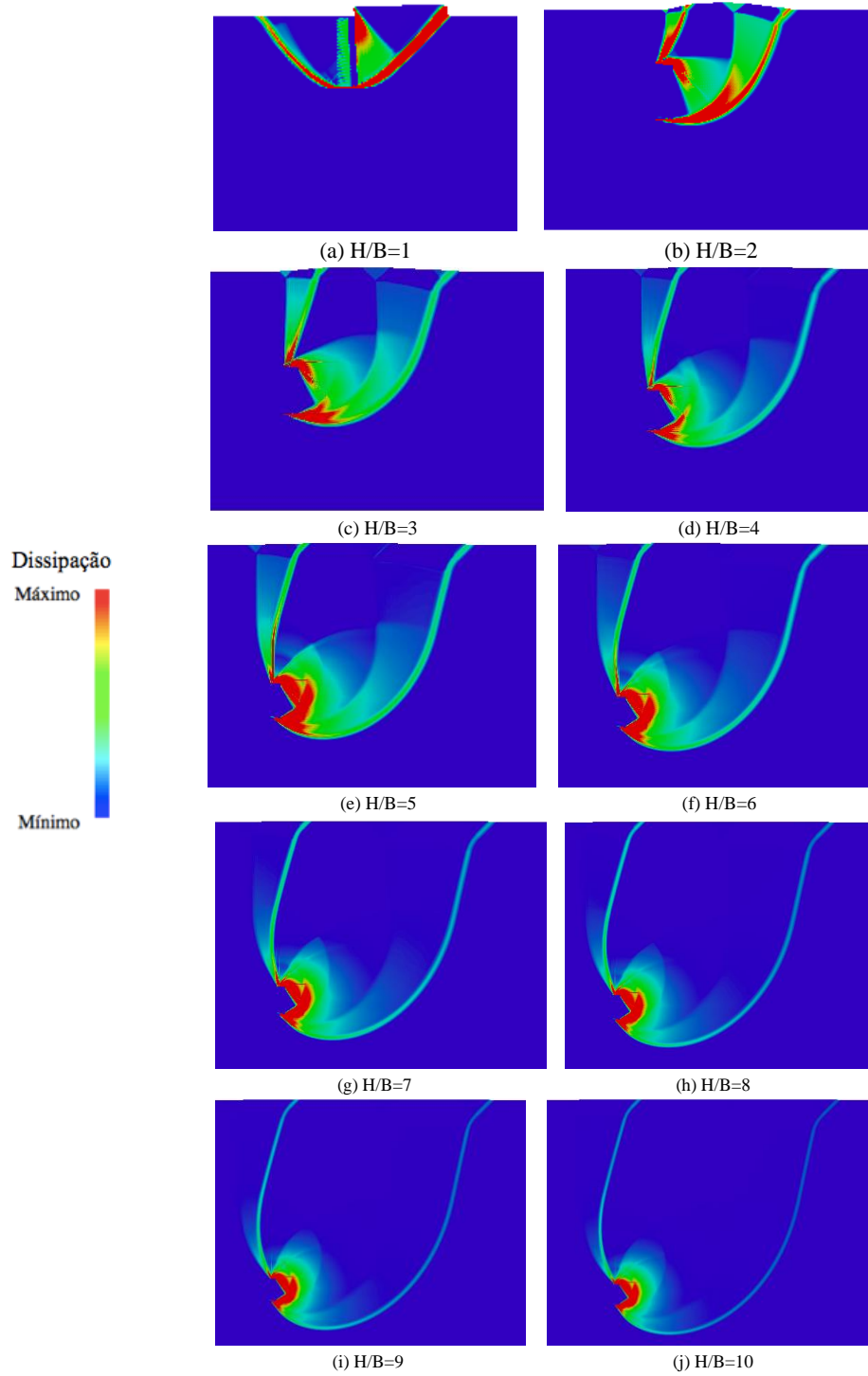


Figura 4.18: Mecanismos obtidos para $\frac{\gamma H_a}{c_u} = 2$ do modelo com junta e placa apenas com movimento horizontal

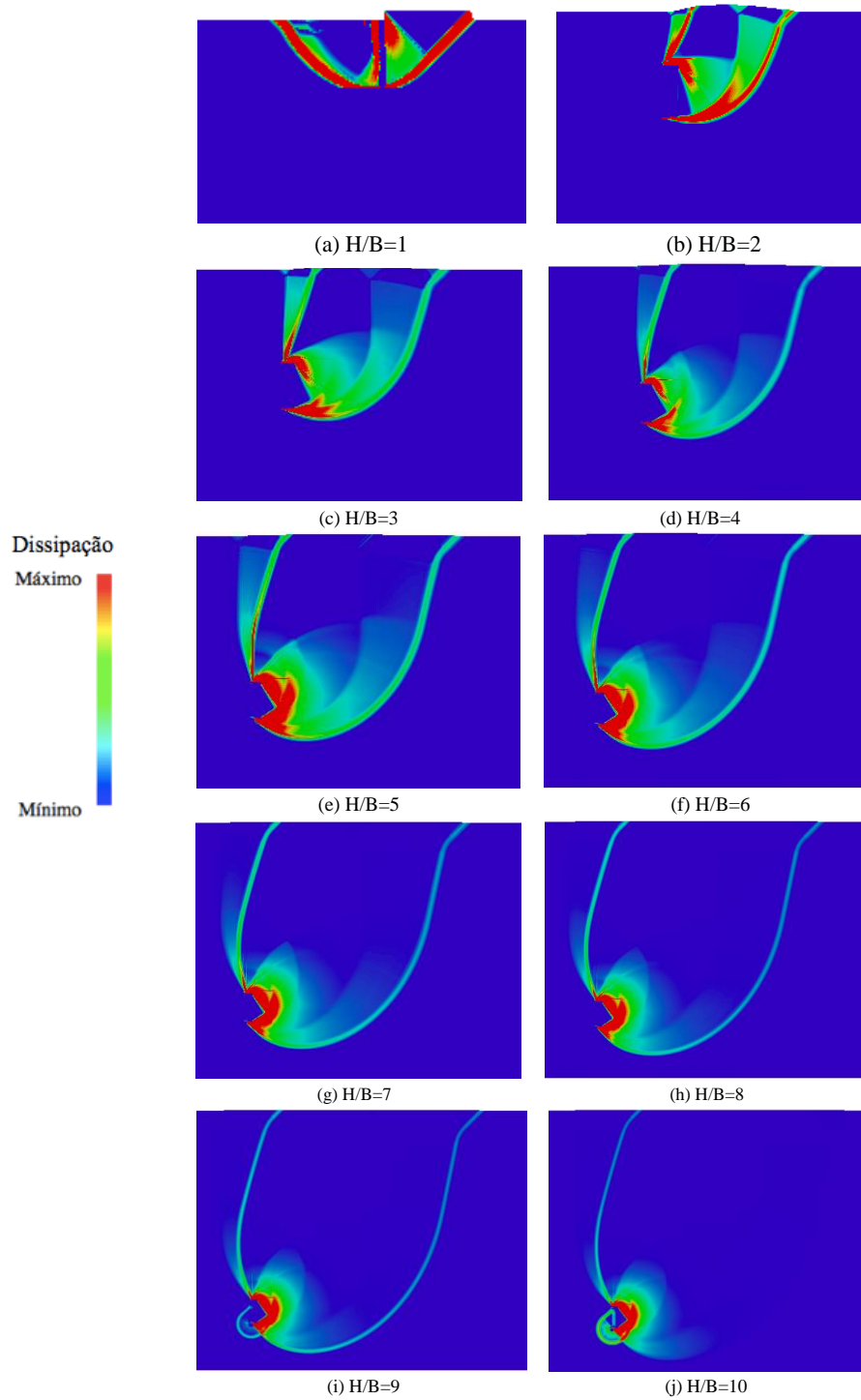


Figura 4.19: Mecanismos obtidos para $\frac{\gamma H_a}{c_u} = 3$ do modelo com junta e placa apenas com movimento horizontal

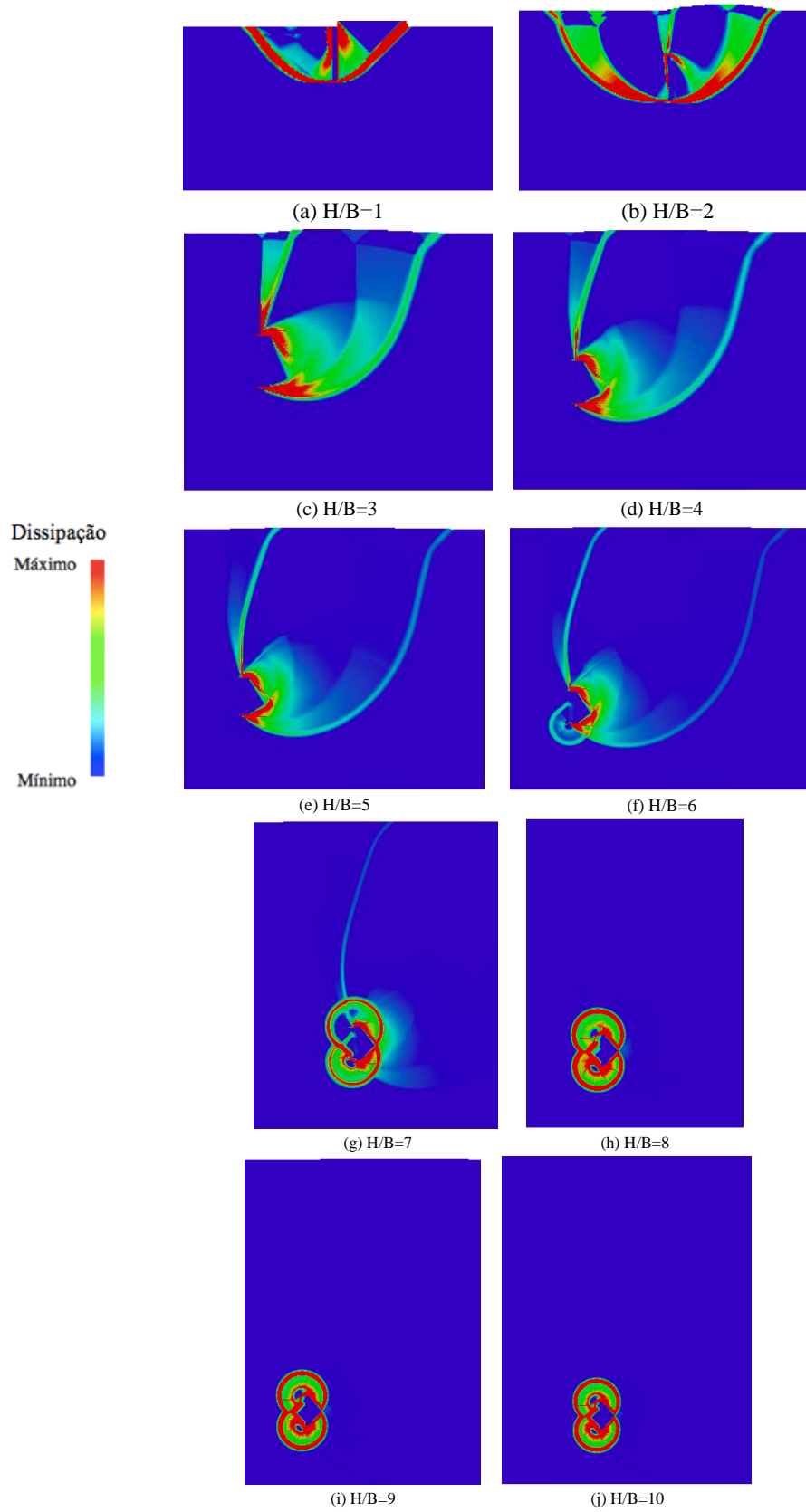


Figura 4.20: Mecanismos obtidos para $\frac{\gamma H_a}{c_u} = 4$ do modelo com junta e placa apenas com movimento horizontal

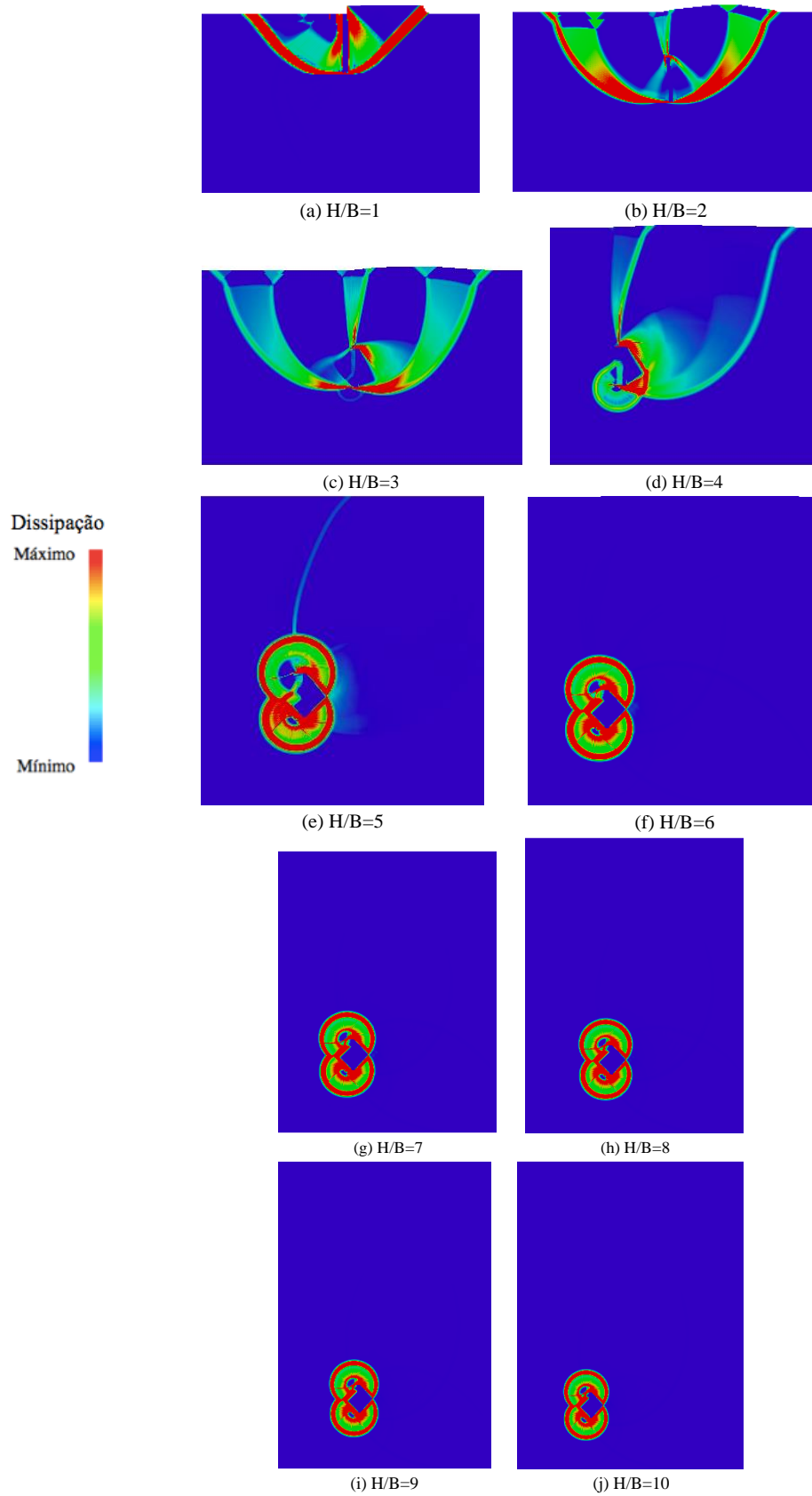


Figura 4.21: Mecanismos obtidos para $\frac{\gamma H a}{c_u} = 5$ do modelo com junta e placa com apenas movimento horizontal

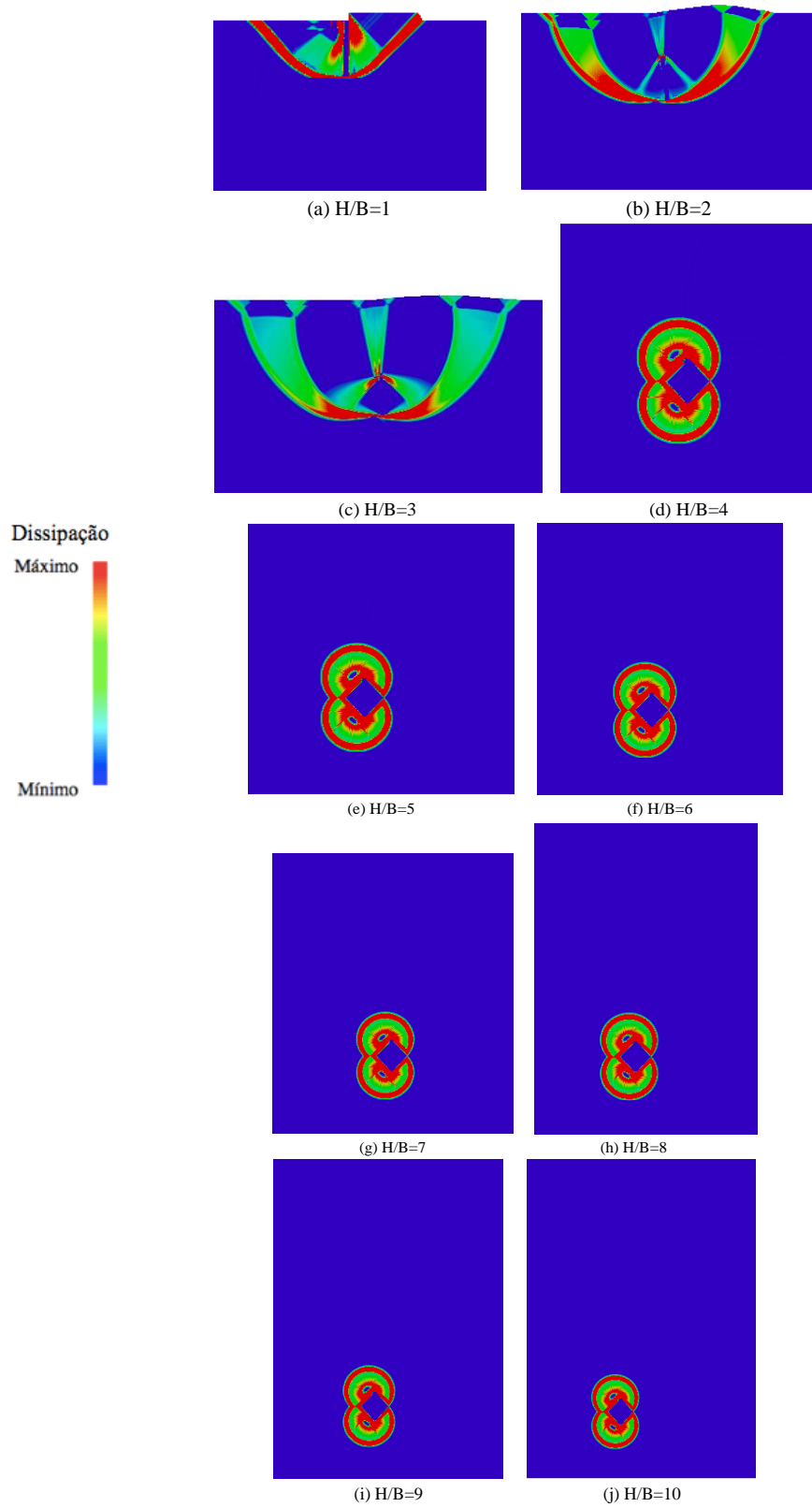


Figura 4.22: Mecanismos obtidos para $\frac{\gamma H_a}{c_u} = 7$ do modelo com junta e placa apenas com movimento horizontal

A análise dos mecanismos obtidos para os diferentes valores de $\frac{\gamma H_a}{c_u}$ e diferentes valores de H/B permite afirmar que os mecanismos são complexos, e sendo formadas por zonas de deformação plástica e zonas de blocos rígido. Para as profundidades relativas mais elevadas, algumas das zonas de dissipação plástica estreitam, quase definindo superfícies de descontinuidade de deslocamento.

Em relação ao já descrito para os mecanismos de placa livre, existem ligeiras diferenças nomeadamente no aparecimento de zonas de dissipação sobre a placa nos casos de H/B , mais baixos e, no caso das placas profundas, uma simetria, praticamente perfeita, do mecanismo em relação ao plano horizontal que divide a placa ao meio.

As figuras 4.23 a 4.28 apresentam a malha deformada em conjugação com os padrões da dissipação plástica ($\sigma:\varepsilon^p$) obtidos nos cálculos referentes ao modelo com junta e placa apenas com movimento horizontal, permitindo a inferência dos mecanismos de colapso. Cada figura corresponde a um valor de $\frac{\gamma H_a}{c_u}$, que varia de $\frac{\gamma H_a}{c_u} = 1$ até $\frac{\gamma H_a}{c_u} = 7$. Todos os mecanismos expostos neste trabalho têm a mesma escala para as cores e a mesmo fator de escala no que concerne a deformada.

A visualização dos mecanismos pode ser complementada com a visualização das mesmas imagens, mas ampliadas presentes no Anexo B.

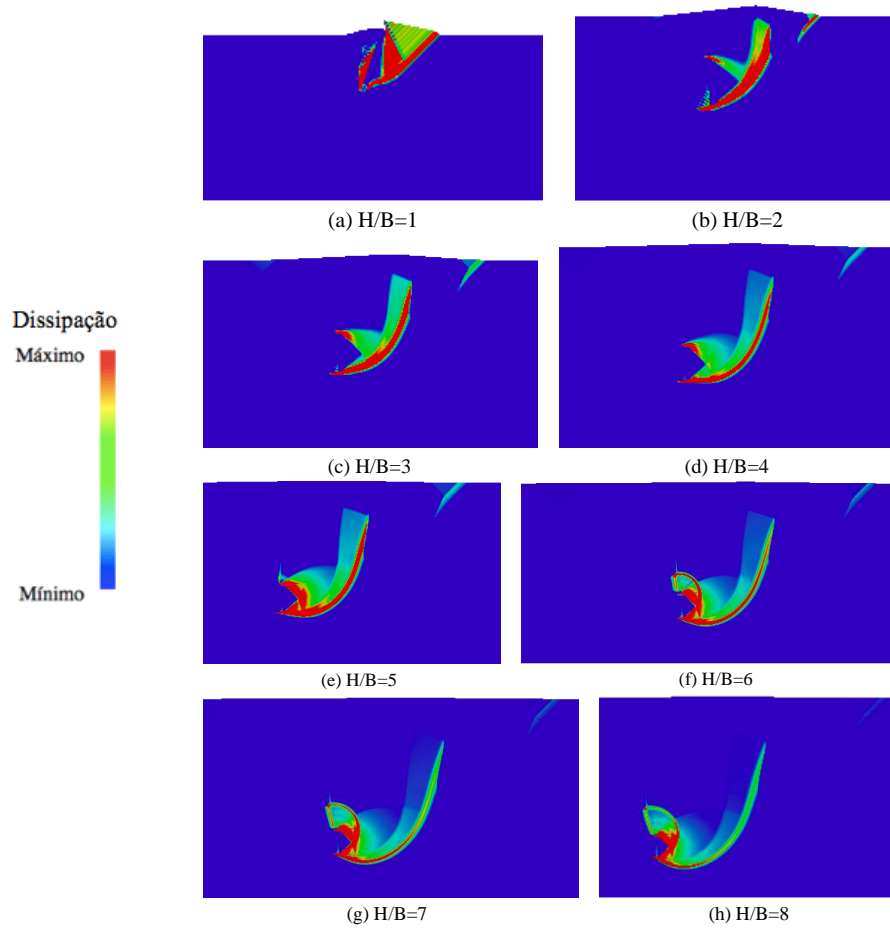


Figura 4.23: Mecanismos obtidos para $\frac{\gamma H_a}{c_u} = 1$ do modelo sem junta e placa livre

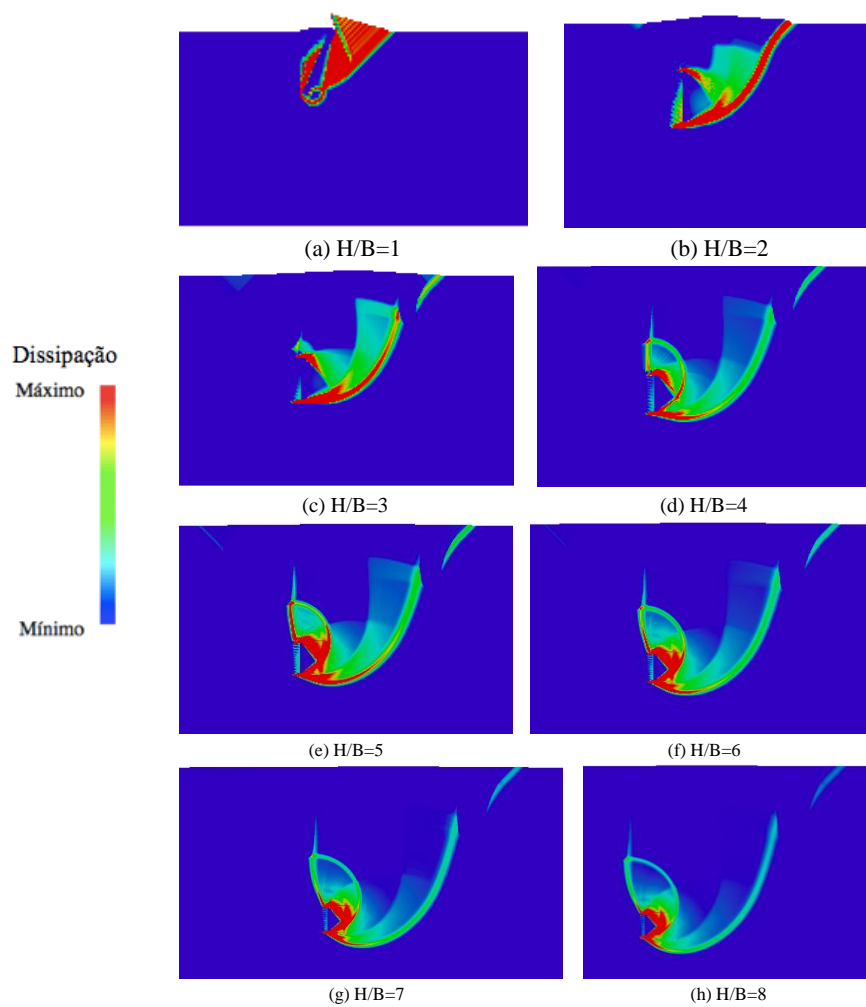


Figura 4.24: Mecanismos obtidos para $\frac{\gamma H_a}{c_u} = 2$ do modelo sem junta e placa livre

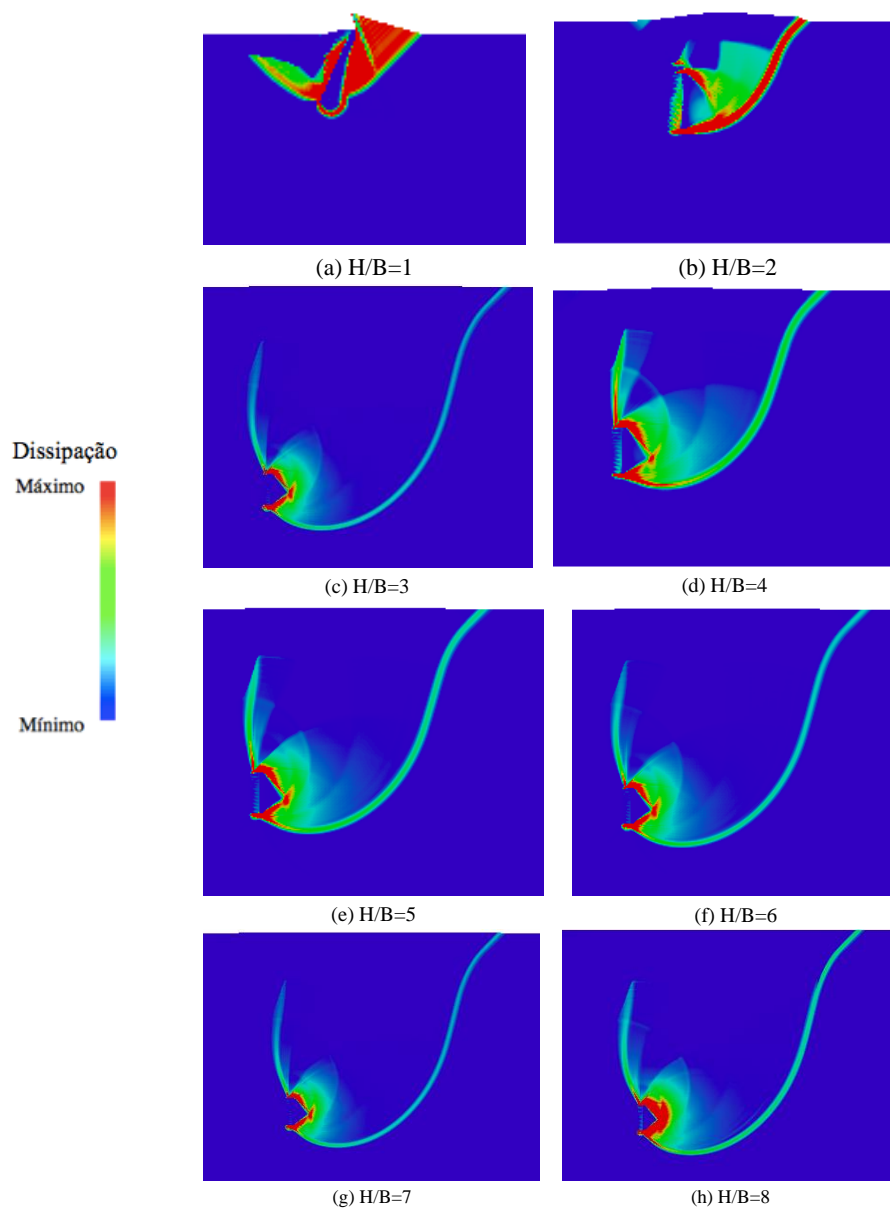


Figura 4.25: Mecanismos obtidos para $\frac{\gamma H_a}{c_u} = 3$ do modelo sem junta e placa livre

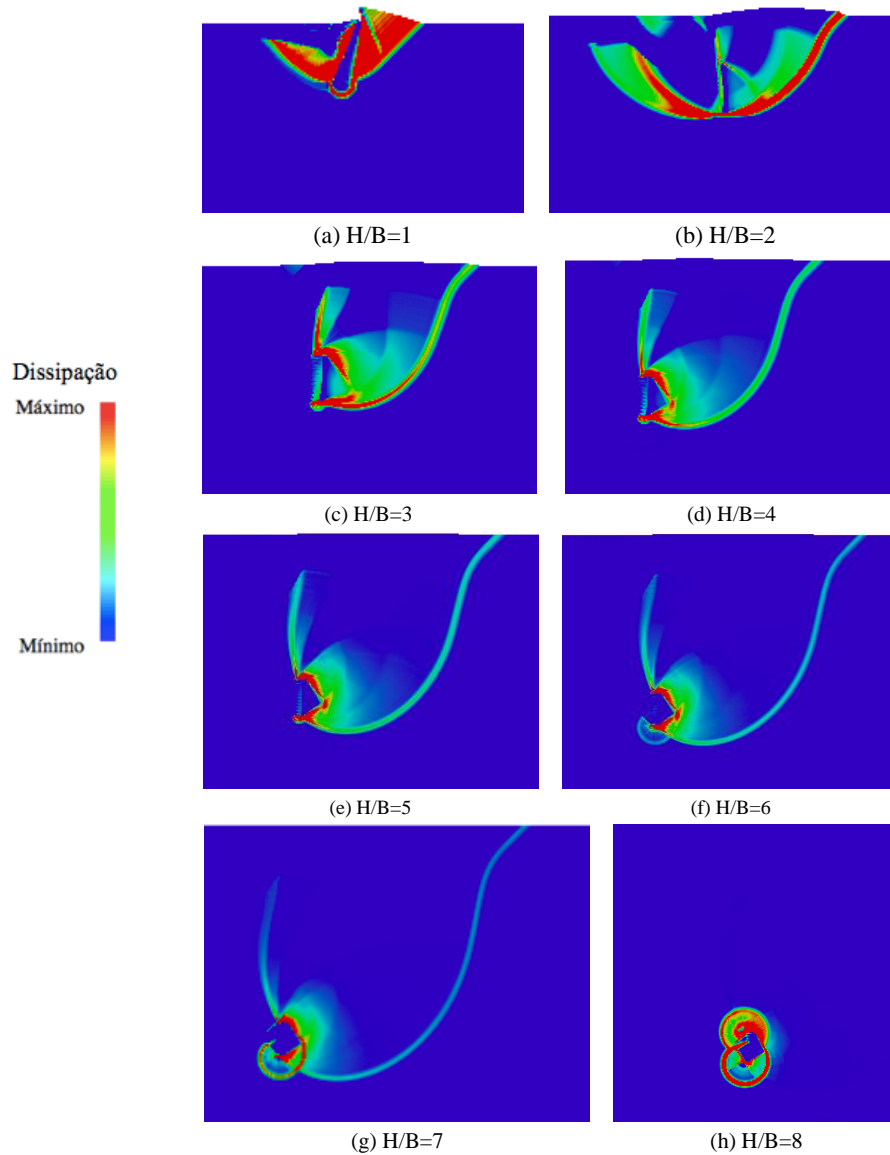


Figura 4.26: Mecanismos obtidos para $\frac{\gamma H_a}{c_u} = 4$ do modelo sem junta e placa livre

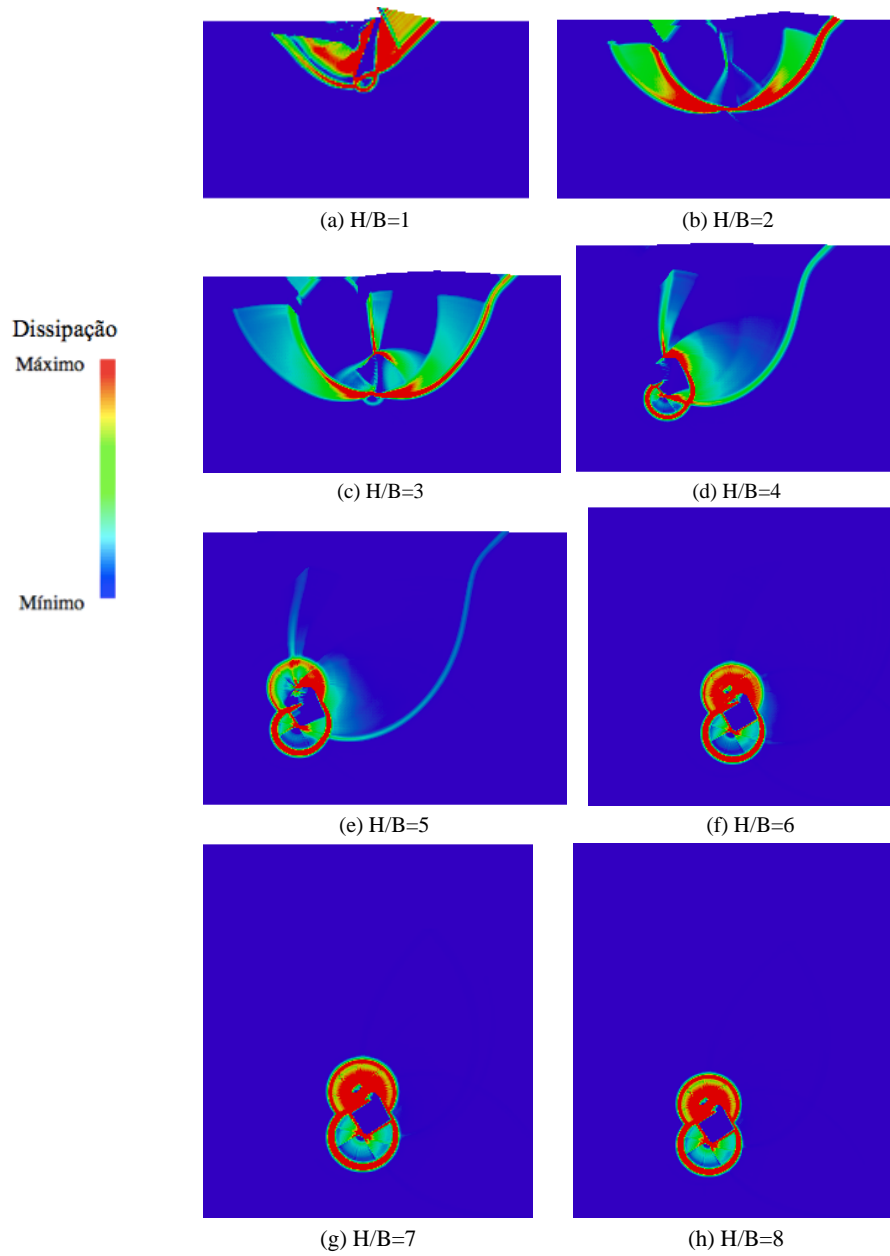


Figura 4.27: Mecanismos obtidos para $\frac{\gamma H_a}{c_u} = 5$ do modelo sem junta e placa livre

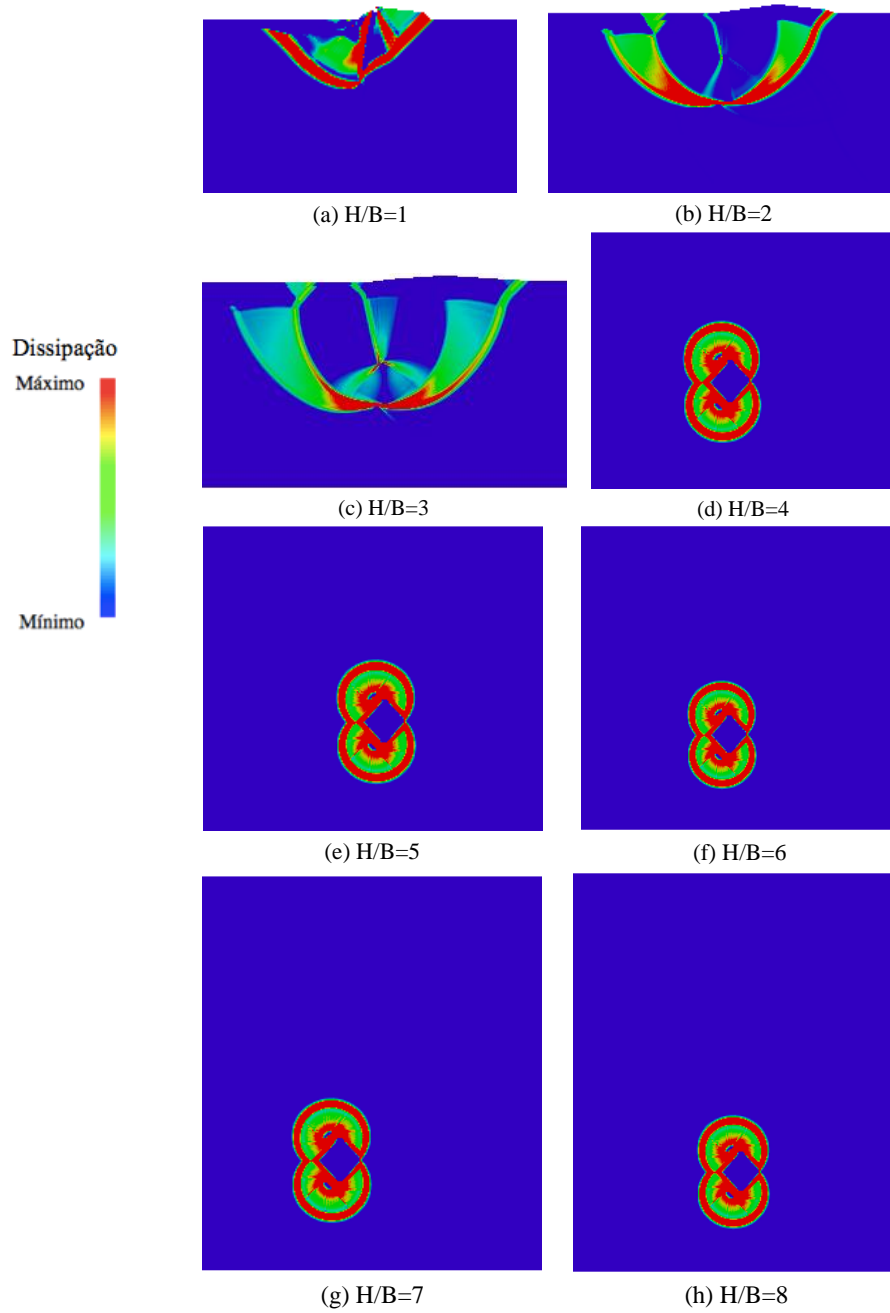


Figura 4.28: Mecanismos obtidos para $\frac{\gamma H_a}{c_u} = 7$ do modelo sem junta e placa livre

A primeira constatação a fazer sobre os mecanismos obtidos neste caso é que no caso $\frac{\gamma H_a}{c_u} = 1$ e para $H/B > 1$ os mecanismos não apresentam praticamente qualquer dissipação na zona do tardo da placa, ao contrario do que se passava no caso do solo modelado pelo critério de Tresca.

No caso de $\frac{\gamma H_a}{c_u} = 2$, há também poucas zonas de dissipação na zona posterior da placa. No entanto com os mecanismos obtidos anteriormente com o critério de Tresca não é tão grande atendo a que, com o aumentar de H/B começam a aparecer, na zona do tardo da placa, zonas de dissipação em direção à superfície.

Na zona frontal o mecanismo é semelhante aos obtidos anteriormente (com o critério de Tresca), exceto na zona mais superficial onde existem zonas praticamente em tração pura e, portanto, sem dissipação.

Para $\frac{\gamma H_a}{c_u} > 2$ os mecanismos são muito similares aos obtidos anteriormente, havendo a registrar apenas pequenas zonas em tração onde, por consequência, deixa de haver dissipação.

As figuras 4.29 a 4.34 apresentam a malha deformada em conjunção com os padrões da dissipação plástica ($\sigma:\varepsilon^p$) obtidos nos cálculos referentes ao modelo com junta e placa apenas com movimento horizontal, permitindo a inferência dos mecanismos de colapso. Cada figura corresponde a um valor de $\frac{\gamma H_a}{c_u}$, que varia de $\frac{\gamma H_a}{c_u} = 1$ até $\frac{\gamma H_a}{c_u} = 7$. Todos os mecanismos expostos neste trabalho têm a mesma escala para as cores e a mesmo fator de escala no que concerne a deformada.

A visualização dos mecanismos pode ser complementada com a visualização das mesmas imagens, mas ampliadas presentes no Anexo B.

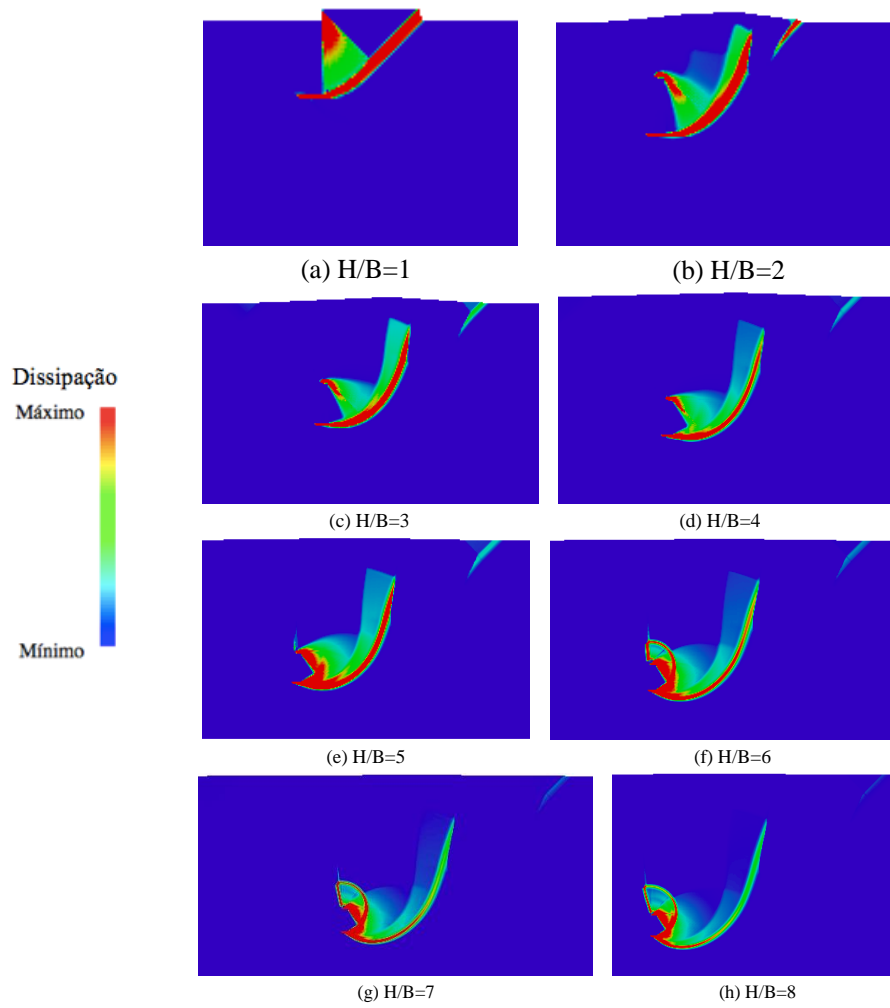


Figura 4.29: Mecanismos obtidos para $\frac{\gamma H_a}{c_u} = 1$ do modelo sem junta e placa com apenas movimento horizontal

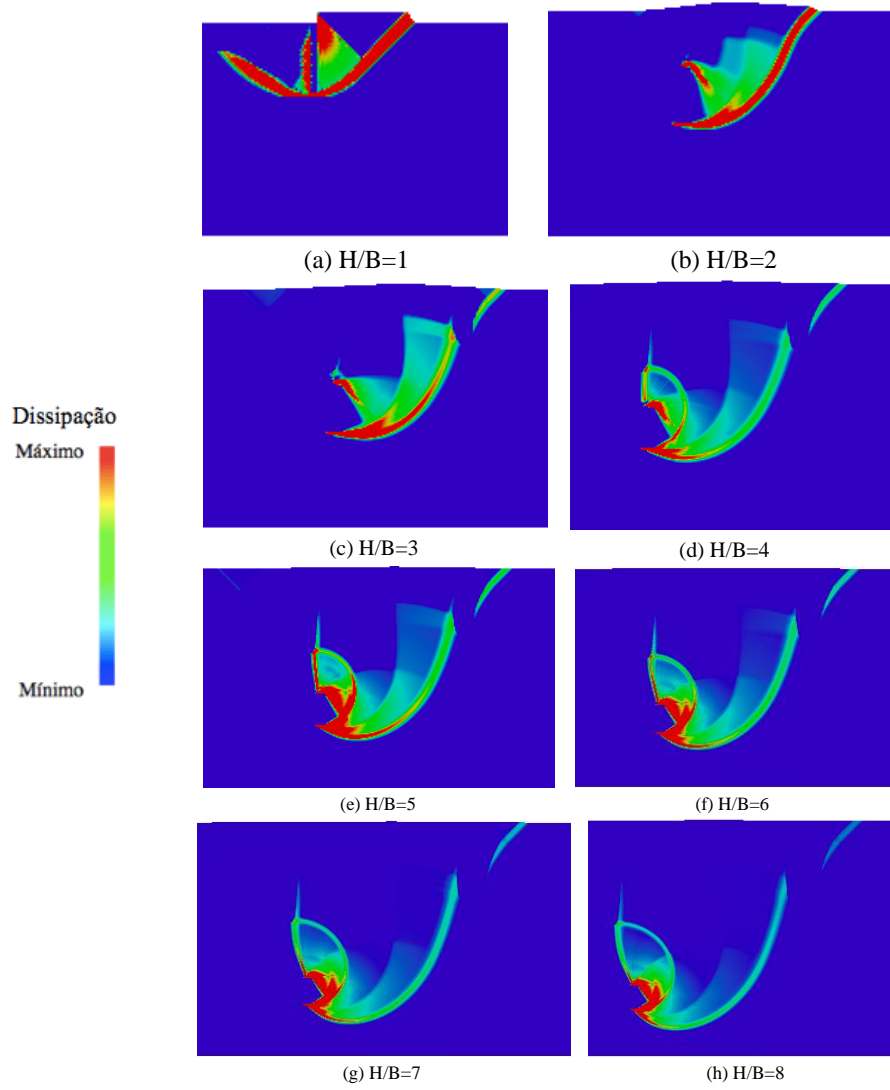


Figura 4.30: Mecanismos obtidos para $\frac{\gamma H_a}{c_u} = 2$ do modelo sem junta e placa com apenas movimento horizontal

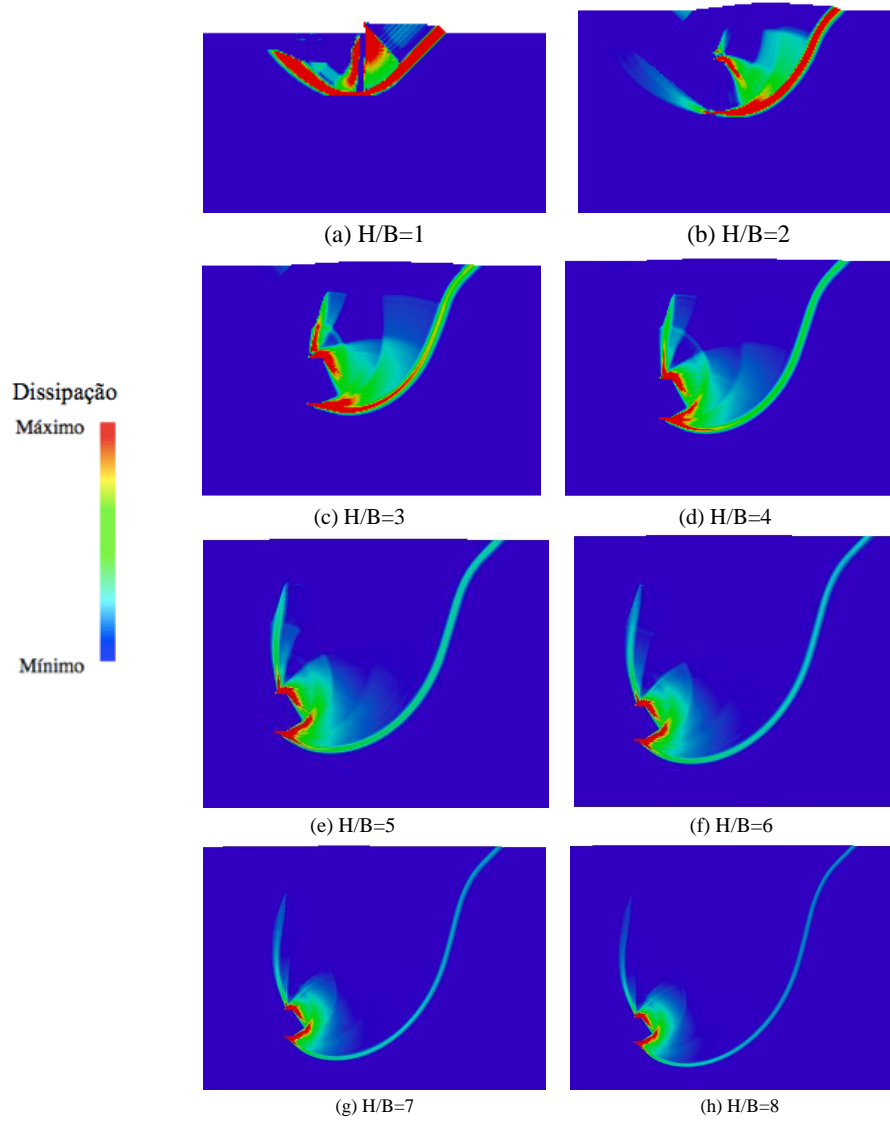


Figura 4.31: Mecanismos obtidos para $\frac{\gamma H_a}{c_u} = 3$ do modelo sem junta e placa com apenas movimento horizontal

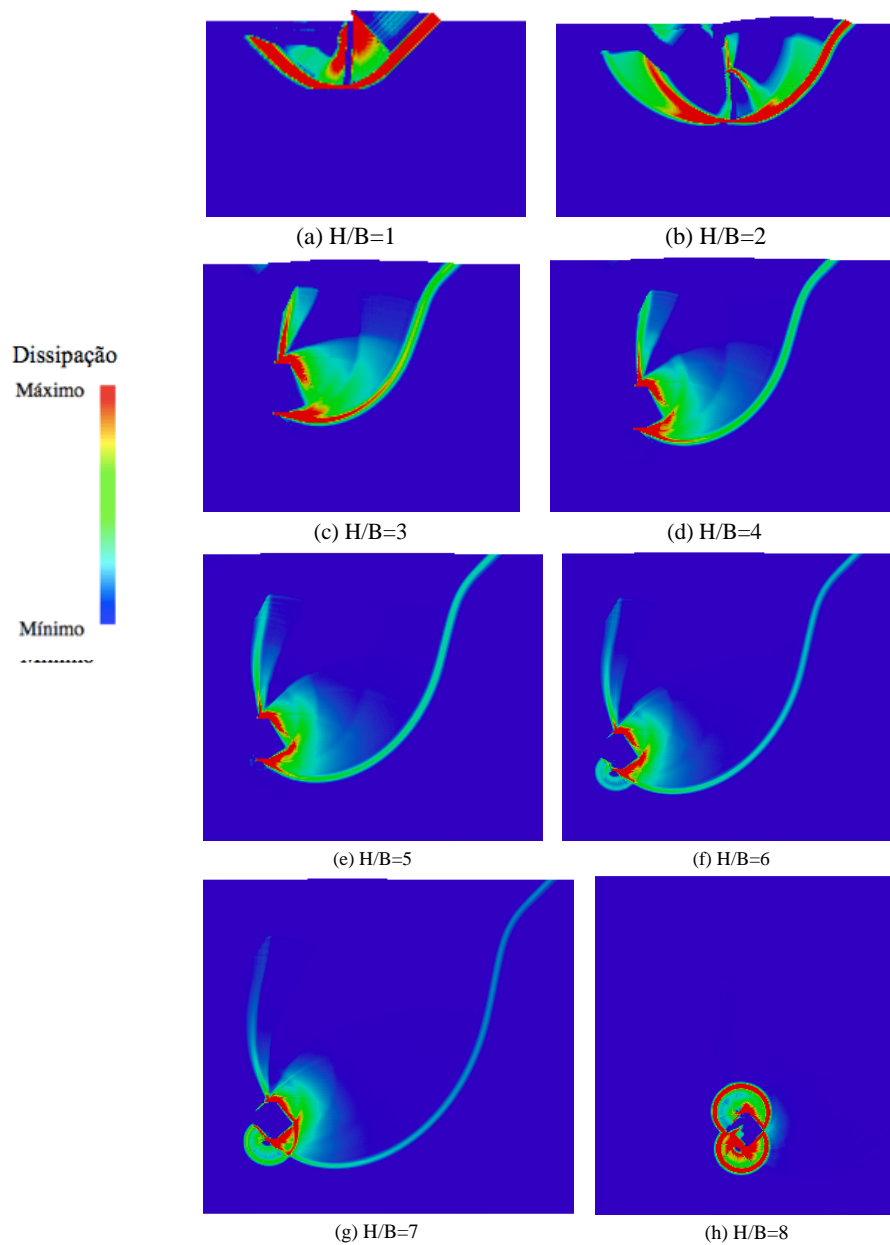


Figura 4.32: Mecanismos obtidos para $\frac{\gamma H a}{c_u} = 4$ do modelo sem junta e placa com apenas movimento horizontal

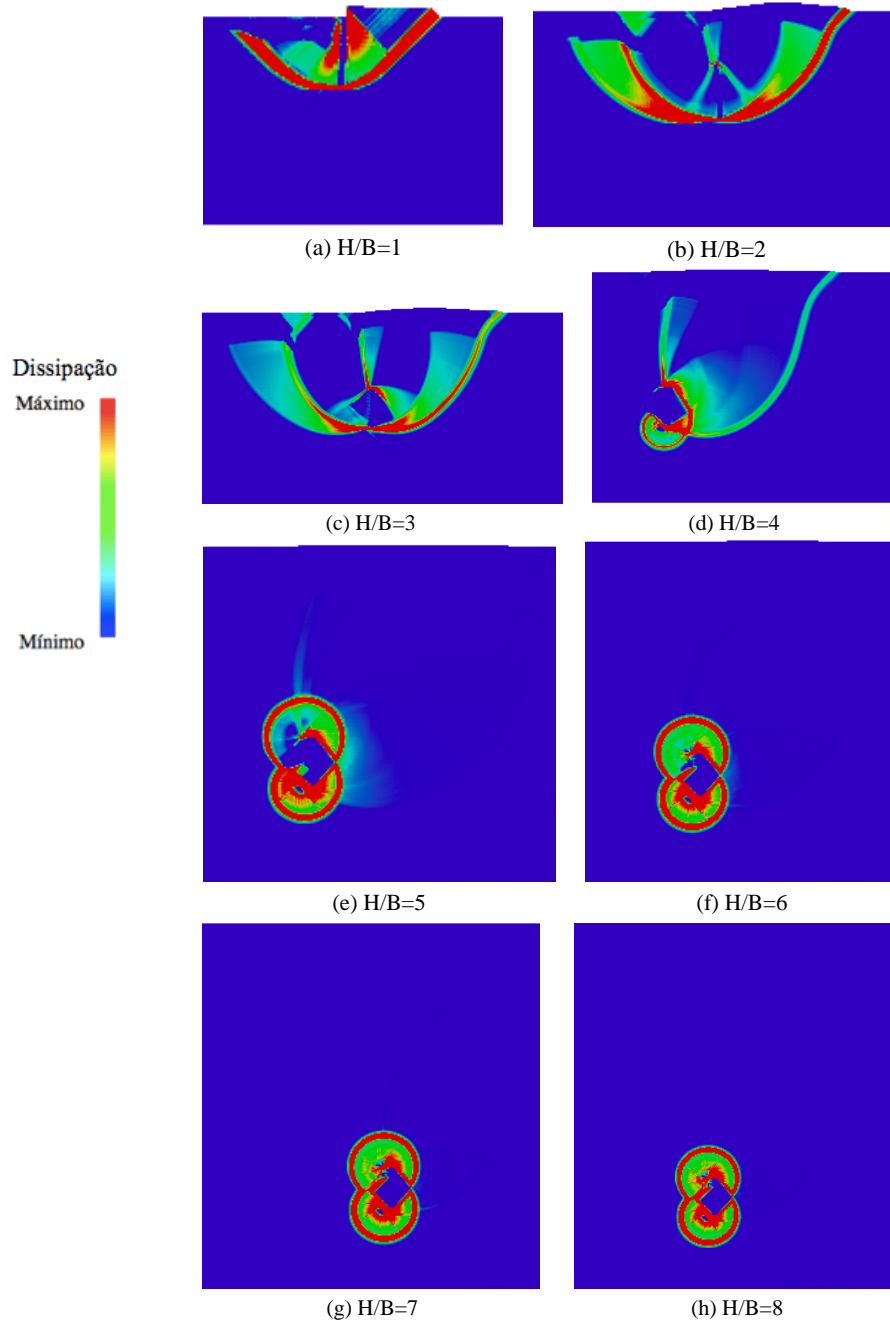


Figura 4.33: Mecanismos obtidos para $\frac{\gamma H a}{c_u} = 5$ do modelo sem junta e placa com apenas movimento horizontal

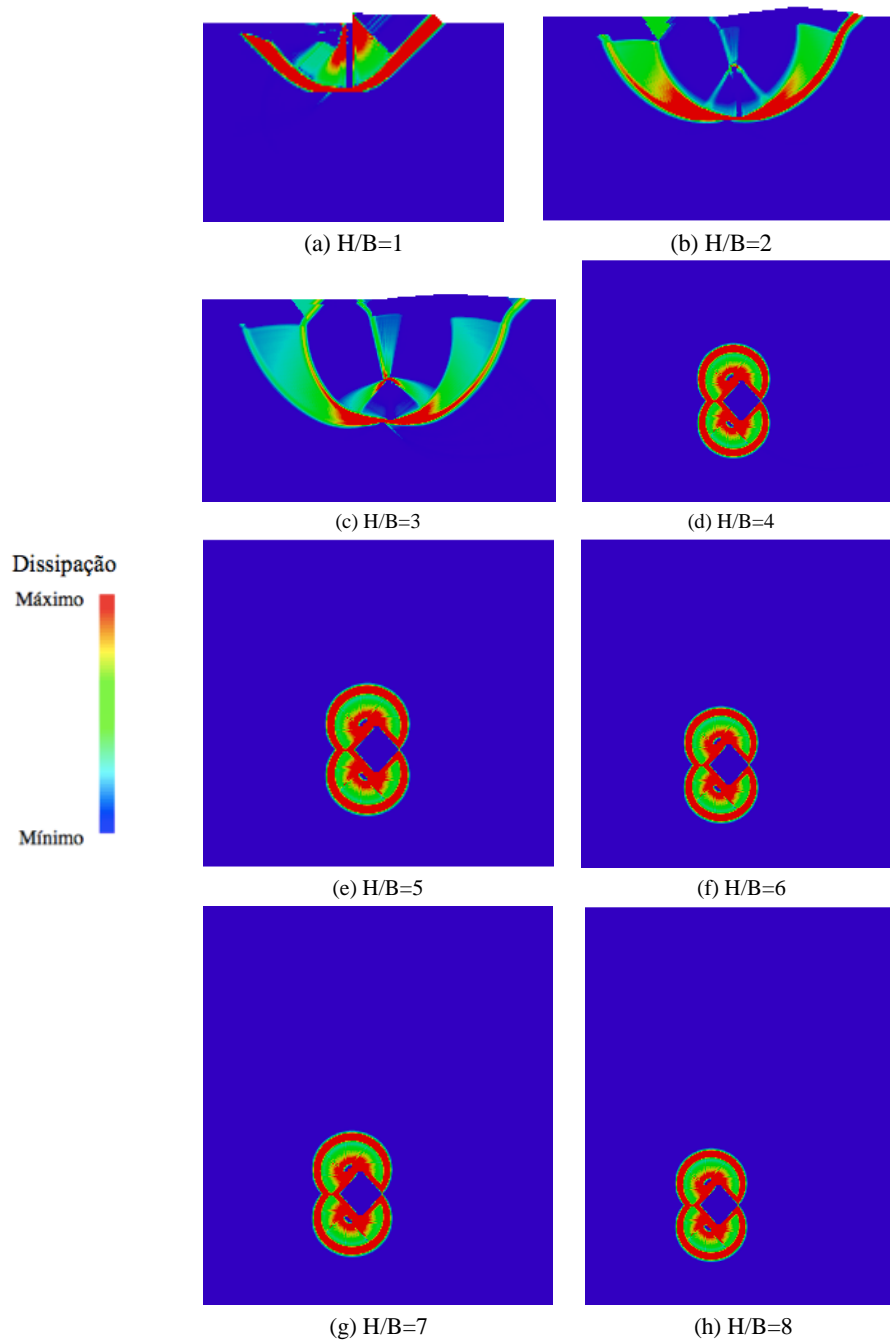


Figura 4.34: Mecanismos obtidos para $\frac{\gamma H a}{c_u} = 7$ do modelo sem junta e placa com apenas movimento horizontal

A análise dos mecanismos obtidos para os diferentes valores de $\frac{\gamma H_a}{c_u}$ e diferentes valores de H/B permite afirmar que os mecanismos são complexos, e sendo formadas por zonas de deformação plástica e zonas de blocos rígido. Para as profundidades relativas mais elevadas, algumas das zonas de dissipação plástica estreitam, quase definindo superfícies de descontinuidade de deslocamento.

Em relação ao já descrito para os mecanismos de placa livre, existem ligeiras diferenças nomeadamente no aparecimento de zonas de dissipação sobre a placa nos casos de H/B , mais baixos e, no caso das placas profundas, uma simetria, praticamente perfeita, do mecanismo em relação ao plano horizontal que divide a placa ao meio.

Capítulo 5

Comparação de Resultados com os Estudos Existentes

5.1. Introdução

No presente capítulo comparam-se os valores numéricos apresentados no capítulo anterior com os estudos experimentais e numéricos existentes, encontrados na bibliografia referidos no capítulo 2. Esta comparação será feita com base na estimativa da capacidade resistente de placa de ancoragem disposta na vertical para um solo sem peso, representado por fator arrancamento N_{co} , o fator N_{co} foi calculado a partir da equação (2.3) para valores de $\frac{\gamma H_a}{c_u} \geq 1$.

Em relação aos modelos sem junta, não foi determinado o N_{co} , porque as tensões em todo o domínio, devido à não existência de peso volúmico são próximas da fronteira com a tração e assim perto, numericamente, da rotura.

Apesar de este fator ser comumente utilizado, não parece ser o mais adequado atendendo que pode apresentar valores negativos, como pode ser constatado nas tabelas apresentados no Anexo A. Isso traduz uma situação em a dissipação de energia no mecanismo adotado seria negativa o que é teoricamente impossível. No entanto, atendendo a que se trata do parâmetro adotado pelos restantes autores consultados será também no presente trabalho adotado.

5.2. Comparação com Estudos Experimentais

Nesta secção comparam-se os valores obtidos nos diferentes modelos com os resultados experimentais para placas com a relação $L/B \geq 5$ para a estimativa da capacidade resistente de placa de ancoragem disposta na vertical.

Os resultados numéricos obtidos no presente trabalho que se encontram representados nos diferentes gráficos podem ser consultados no Anexo A, nas tabelas A.5, A.6, A.7 e A.8.

A figura 5.1 representa a comparação dos resultados experimentais com os obtidos no presente trabalho para os modelos com junta e placa livre (a) e com junta e placa apenas com movimento horizontal (b).

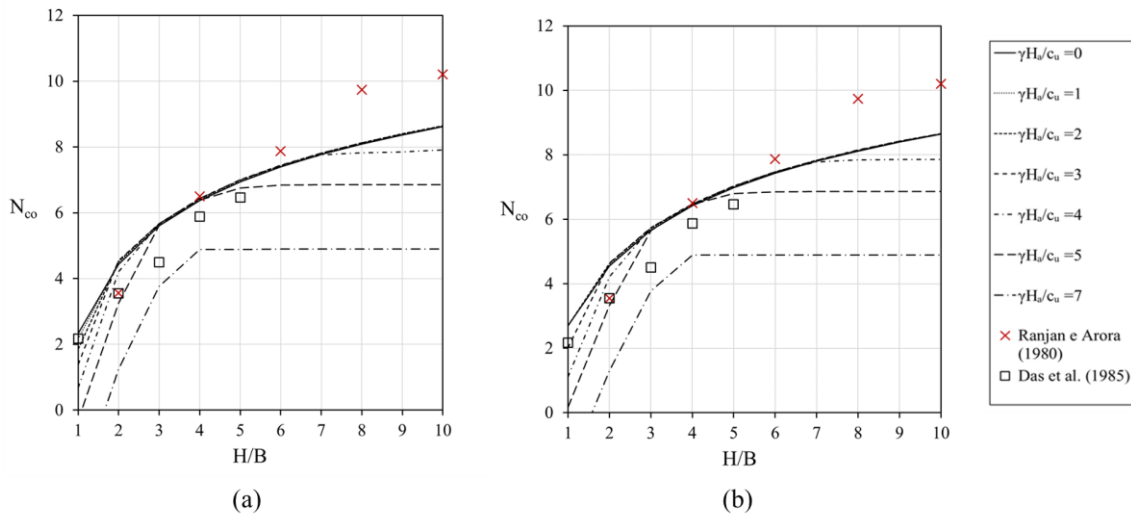


Figura 5.1: Comparação dos valores numéricos obtidos para N_{co} , com os valores experimentais: (a) Modelo com junta e placa livre; (b) Modelo com junta e placa apenas com movimento horizontal

Os resultados obtidos no presente trabalho para o parâmetro N_{co} no caso do solo modelado pelo critério de Tresca coincide para os valores de $\frac{\gamma H_a}{c_u} = 0,1$ e 2 em toda gama de valores de H/B . Ainda para $\frac{\gamma H_a}{c_u} = 3$ estes valores são praticamente coincidentes, exceto para valores de H/B baixos em que se registam ligeiras diferenças. Parece assim que este parâmetro pode ser adotado do ponto de vista prático para definir a resistência das placas, atendendo que para casos em que $\frac{\gamma H_a}{c_u} \geq 3$, deverão ser pouco correntes na realidade.

A figura 5.2 representa a comparação dos resultados experimentais com os obtidos no presente trabalho para os modelos sem junta e placa livre (a) e sem junta e placa apenas com movimento horizontal (b).

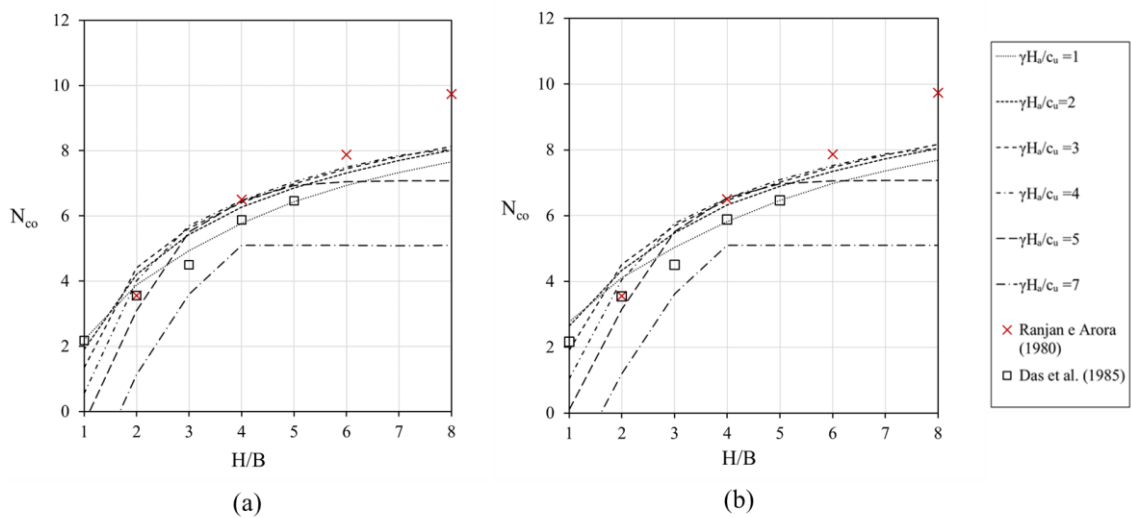


Figura 5.2: Comparação dos valores numéricos obtidos para N_{co} , com os valores experimentais: (a) Modelo sem junta e placa livre; (b) Modelo sem junta e placa apenas com movimento horizontal

No caso dos resultados obtidos com critério de Tresca Truncado em tração o parâmetro N_{co} Não parece ser tão adequado, atendendo a que não há uma coincidência para os diferentes valores de $\frac{\gamma H_a}{c_u}$.

Os valores obtidos no presente trabalho para o critério de Tresca Truncado para $\frac{\gamma H_a}{c_u} = 1$ acompanham razoavelmente os valores fornecidos do Das *et al.*(1985). Os resultados de Ranja e Arora (1980) nos casos dos valores mais elevados realizados por esses autores afastam-se ligeiramente da gama dos valores obtidos, mantendo, no entanto, tendência semelhante à dos cálculos efetuados.

Uma melhor comparação exigiria dados mais precisos das experiências relatadas, nomeadamente de dados que permitissem o cálculo de $\frac{\gamma H_a}{c_u}$, pensa-se que o este valor será relativamente baixo não superior à unidade, mas não se dispõe de possibilidade de confirmação.

5.3. Comparação com Estudos Numéricos

A comparação dos resultados numéricos obtidos no presente trabalho com os apresentados por outros autores, que também utilizaram o teorema cinemático da Análise Limite, encontra-se apresentada nas figuras 5.3 e 5.4. Os resultados numéricos obtidos no presente trabalho, representados nos diferentes gráficos, podem ser consultados no Anexo A, nas tabelas A.5, A.6, A.7 e A.8.

A figura 5.3 representa a comparação dos resultados numéricos obtidos por Merifield *et al.* (2001) com os obtidos no presente trabalho para os modelos com junta e placa livre (a) e com junta e placa apenas com movimento horizontal (b).

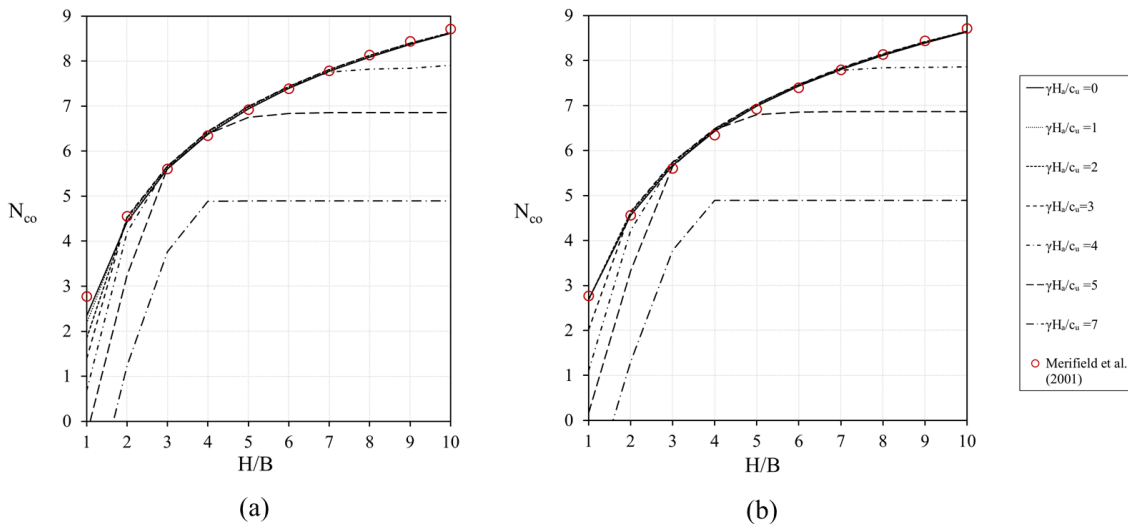


Figura 5.3: Comparação dos valores numéricos obtidos para N_{co} , com os valores numéricos existentes: (a) Modelo com junta e placa livre; (b) Modelo com junta e placa apenas com movimento horizontal

No caso dos resultados obtidos no presente trabalho para o solo modelado pelo critério de Tresca, para placa apenas com movimento horizontal o parâmetro N_{co} coincide, para os valores de $\frac{\gamma H_a}{c_u} = 0,1$ e 2 em toda gama de valores de H/B , com os valores propostos por Merifield *et*

al. (2001). Ainda para $\frac{\gamma H_a}{c_u} = 3$ os valores agora obtidos são também praticamente coincidentes com os de Merifield *et al.* (2001), exceto para valores de H/B baixos em que se registam ligeiras diferenças.

Para o caso de placa livre os valores obtidos no presente trabalho são também coincidentes com os de Merifield *et al.* (2001), para $\frac{\gamma H_a}{c_u} = 0, 1, 2, 3$ e 4 para $H/B \geq 2$. No caso de $H/B = 1$ os resultados obtidos não coincidem com os anteriores e resultam num abaixamento do parâmetro de colapso. Este abaixamento, como visto anteriormente, é devido à cinemática utilizada que permite a rotação e os movimentos verticais da placa. O adicionar destes graus de liberdade permite, e de acordo com o teorema cinemático, a melhoria da solução, ou seja, um abaixamento do parâmetro de colapso.

A figura 5.4 representa a comparação dos resultados numéricos obtidos por Merifield *et al.* (2001) com os obtidos no presente trabalho para os modelos sem junta e placa livre (a) e sem junta e placa apenas com movimento horizontal (b).

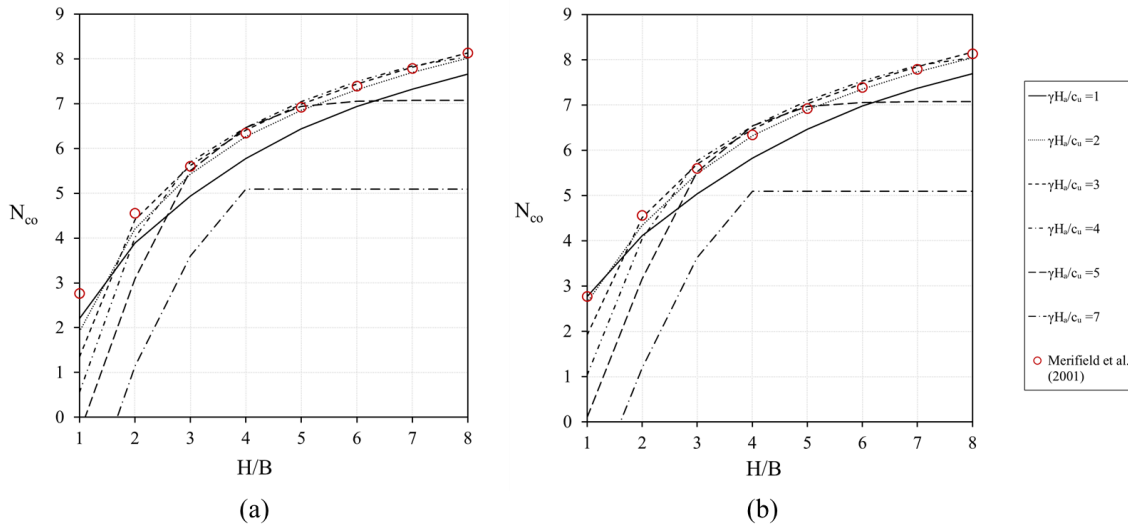


Figura 5.4: Comparação dos valores numéricos obtidos para N_{co} , com os valores numéricos existentes: (a) Modelo sem junta e placa livre; (b) Modelo sem junta e placa apenas com movimento horizontal

Para os resultados obtidos no presente trabalho no caso do solo modelado pelo critério de Tresca Truncado e placa apenas com movimento horizontal o parâmetro N_{co} coincide com os de Merifield *et al.* (2001) para os valores de $\frac{\gamma H_a}{c_u} = 2$ e em toda gama de valores de H/B . Ainda para $\frac{\gamma H_a}{c_u} = 3$ estes valores são praticamente coincidentes, exceto para valores de H/B baixos em que se registam ligeiras diferenças.

Para o caso de placa livre só existem coincidências para valores de $\frac{\gamma H_a}{c_u} = 3$ e 4 para valores de $H/B \geq 2$.

Para valores de $\frac{\gamma H_a}{c_u} = 1$ não existe coincidência entre os resultados obtidos e os dos restantes autores, nem no caso de placa livre nem no de placa apenas com movimento horizontal, sendo que os resultados do presente trabalho se localizam claramente abaixo dos valores apresentados pelos outros autores. Note-se que esta diferença corresponde a valores de $\frac{\gamma H}{c_u} = \frac{\gamma H_a}{c_u} = 2$, valor para o qual no caso do critério de Tresca a parede vertical se mantém estável, mas no caso do critério de Tresca Truncado a parede vertical entra em colapso. Assim, é para este valor que a

não consideração da resistência à tração do solo do maciço se traduz numa maior alteração da carga de colapso. Note-se que os valores de $\frac{\gamma H_a}{c_u} = 1$ serão de entre os valores utilizados no trabalho, aqueles que mais se aproximarão dos parâmetros em casos práticos.

Capítulo 6

Considerações Finais

6.1. Presente Estudo

O presente trabalho teve como objetivo a determinar capacidade resistente de placas de ancoragem dispostas na vertical em maciços respondendo em condições não drenadas. Tendo em conta o objetivo recorreu-se a programa de elementos finitos desenvolvido no Departamento de Engenharia Civil da Faculdade de Ciências e Tecnologia que implementa numericamente os teoremas cinemático e estático da análise limite para estimativa da capacidade resistente.

A construção dos modelos bidimensionais para o cálculo numérico teve recurso ao programa *gmsh*, programa este que gera malha de elementos finitos, bidimensionais ou tridimensionais.

Foram realizados 944 cálculos bidimensionais com tempo total estimado de 2832 horas, sem se ter em conta os cálculos que permitiram efetuar as validações iniciais da malha e cálculos erráticos.

Quanto à influência da cinemática da placa, a consideração de placa livre em detrimento de placa apenas com movimento horizontal traduziu-se numa melhoria dos resultados apenas para placas superficiais.

Os valores obtidos para os dois modelos de resistência são semelhantes entre si exceto para $\frac{\gamma H_a}{c_u} = 1$, caso para o qual a utilização do critério de Tresca Truncado se traduz por menor resistência ao arrancamento.

Os resultados para o critério de Tresca em termos de valores obtidos para N_c e das considerações sobre os mecanismos são semelhantes em geral aos dos outros autores estudados.

A influência da não resistência à tração traduz-se em resultados que aproximam melhor os resultados experimentais disponíveis. Note-se que esta influência se sente para valores baixos de $\frac{\gamma H_a}{c_u}$, que deverão ter maior correspondência nos casos práticos.

6.2. Desenvolvimentos Futuros

Em estudos futuros, tendo em conta as conclusões retiradas do desenvolvimento deste trabalho, seria importante considerar os seguintes pontos de análise:

- Continuação do presente estudo para valores de $\frac{\gamma H_a}{c_u} < 1$, para o critério de Tresca Truncado.
- Estudo dos diferentes modelos aqui abordados recorrendo ao teorema estático da Análise Limite, de forma a permitir obter um enquadramento da carga exata.
- Realizar estudo em modelo tridimensional.

Bibliografia

- Antão, A. N.; Guerra, N. C.; Fernandes, M. M. e Cardoso, A. S. (2008). «Influence of tension cut-off on the stability of anchored concrete soldier-pile walls in clay». Em: Can. Geotech. J., Vol. 45, pp. 1036-1044.
- Das, B. M.; Moreno, R. e Dallo, K. F. (1985). «Ultimate pullout capacity of shallow vertical anchors in clay». Em: Soils and Foundations, Vol. 25, Nº 2, pp. 148-152.
- Das, B. M. e Picornell, M. (1986). «Ultimate resistance of vertical plate anchors in clay». Em: Coastal Engineering.
- Das, B. M. e Puri, V. K. (1989). «Holding capacity of inclined square plate anchors in clay». Em: Soils and Foundations, Vol. 29, Nº 3, pp. 138-144.
- Das, B. M. (2007). *Earth Anchors*. J. Ross Publishing.
- Deusdado, N.; Antão, A. N.; Vicente da Silva, M. e Guerra, N. C. (2015). «Determinação de impulsos de terras através de implementação numérica dos teoremas estático e cinemático». Em: Congresso de Métodos Numéricos em Engenharia 2015, Lisboa, pp. 1-14.
- Lyamin, A. V. e Sloan, S. W. (2002). «Lower bound limit analysis using non-linear programming». International Journal for Numerical Methods in Engineering, 55:573–611.
- Merifield, R. S.; Sloan, S. W. e Yu, H. S. (2001). «Stability of plate anchors in undrained clay». Em: Géotechnique 51, Nº 2, pp. 141-153.
- Merifield, R. S.; Lyamin, A. V. e Sloan, S. W. (2005). «Stability of inclined strip anchors in purely cohesive soil». Em: Géotechnique 131, Nº 6, pp. 792-799.
- Meyerhof, G. G. (1980). «Uplift resistance of inclined anchors and piles». Proc. 8th Int. Conf. Soil Mech. Found. Em: Engng, Moscow 2.1, pp. 167-172.
- Nagtegaal, J. C., Parks, D. M. e Rice, J. R. (1974). «On numerically accurate finite element solutions in the fully plastic range». Em: Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering 4, pp. 153-177.
- Neely, W. J., Stuart, J. G. e Graham, J. (1973). «Failure loads of vertical anchors plates in sand». Em: Journal of the soil mechanics and foundations division 99 (9), pp. 669-685.
- Pastor, F., Loute, E., e Pastor, J. (2009). «Limit analysis and convex programming: a decomposition approach of the kinematic mixed method». International Journal for Numerical Methods in Engineering, 78:254-274.
- Ranjan, G. e Arora, V. B. (1980). «Model studies on anchors under horizontal pull in clay». Em: Proc. 3rd Aust. N. Z Conf. Geomech., Wellington 1, pp. 65-70.
- Rowe, R. K. e Davis, E. H. (1982). «The behaviour of anchor plates in clay». Em: Géotechnique 32, Nº 1, pp. 9-23.

Salençon, J.(1983). *Calcul á la rupture et analyse limite*. Presse de l'École Nationale des Ponts et Chaussées,Paris.

Vicente da Silva, M. (2009). «Implementação numérica tridimensional do teorema cinemático da análise limite». Em: Tese doutoramento, FCT-UNL.

Vicente da Silva, M. e Antão, A. N. (2009). «Upper bound limit analysis with a parallel mixed finite element formulation». Em: International Journal of Solids and Structures 45 (22-23), pp. 5788-5804.

Vicente da Silva, M.; Deusdado, N. e Antão, A. N. (2018). «Lower and upper bound limit analysis via the alternating direction method of multipliers». Em: International Journal in Numerical Methods of Engineering.(sob revisão).

Yu, L.; Liu, J.; Kong, X. J. e Hu, Y. (2011). «Numerical study on plate anchor stability in clay». Géotechnique 61, N°3, pp. 235-24.

Anexo A

A) Resultados

Tabela A.1: Resultados do fator de arrancamento, N_c para o modelo com junta e placa livre

H/B	$\gamma H_a/c_u = 1$	$\gamma H_a/c_u = 2$	$\gamma H_a/c_u = 3$	$\gamma H_a/c_u = 4$	$\gamma H_a/c_u = 5$	$\gamma H_a/c_u = 7$
1	3,181	3,855	4,399	4,686	4,706	4,598
2	5,485	6,522	7,548	8,206	8,243	8,238
3	6,638	7,664	8,672	9,674	10,620	10,764
4	7,404	8,425	9,441	10,442	11,382	11,886
5	7,970	8,990	10,002	11,000	11,751	11,892
6	8,420	9,438	10,445	11,432	11,837	11,894
7	8,792	9,809	10,811	11,757	11,854	11,894
8	9,110	10,125	11,125	11,827	11,856	11,894
9	9,387	10,399	11,398	11,845	11,856	11,893
10	9,632	10,641	11,630	11,909	11,857	11,893

Tabela A.2: Resultados do fator de arrancamento, N_c para o modelo com junta e placa com apenas movimento horizontal

H/B	$\gamma H_a/c_u = 1$	$\gamma H_a/c_u = 2$	$\gamma H_a/c_u = 3$	$\gamma H_a/c_u = 4$	$\gamma H_a/c_u = 5$	$\gamma H_a/c_u = 7$
1	3,699	4,694	5,015	5,108	5,167	5,198
2	5,596	6,630	7,646	8,225	8,327	8,312
3	6,700	7,726	8,741	9,743	10,654	10,779
4	7,450	8,469	9,482	10,487	11,463	11,895
5	8,007	9,024	10,033	11,038	11,800	11,894
6	8,451	9,466	10,472	11,468	11,851	11,893
7	8,820	9,832	10,837	11,786	11,859	11,892
8	9,135	10,145	11,149	11,845	11,862	11,891
9	9,410	10,418	11,420	11,854	11,863	11,891
10	9,653	10,661	11,651	11,859	11,864	11,890

Tabela A.3: Resultados do fator de arrancamento, N_c para o modelo sem junta e placa livre

H/B	$\gamma H_a/c_u = 1$	$\gamma H_a/c_u = 2$	$\gamma H_a/c_u = 3$	$\gamma H_a/c_u = 4$	$\gamma H_a/c_u = 5$	$\gamma H_a/c_u = 7$
1	3,203	3,915	4,349	4,557	4,659	4,591
2	4,888	6,209	7,414	8,014	8,094	8,133
3	5,934	7,429	8,625	9,696	10,511	10,598
4	6,772	8,271	9,410	10,474	11,467	12,094
5	7,439	8,857	9,985	11,045	11,938	12,093
6	7,937	9,318	10,440	11,494	12,055	12,093
7	8,330	9,698	10,816	11,848	12,072	12,088
8	8,662	10,022	11,138	12,043	12,074	12,093

Tabela A.4: Resultados do fator de arrancamento, N_c para o modelo sem junta e placa com apenas movimento horizontal

H/B	$\gamma H_a/c_u = 1$	$\gamma H_a/c_u = 2$	$\gamma H_a/c_u = 3$	$\gamma H_a/c_u = 4$	$\gamma H_a/c_u = 5$	$\gamma H_a/c_u = 7$
1	3,772	4,646	4,921	5,038	5,106	5,184
2	5,112	6,345	7,516	8,048	8,158	8,195
3	6,041	7,484	8,694	9,775	10,522	10,627
4	6,826	8,320	9,461	10,533	11,541	12,095
5	7,469	8,896	10,025	11,094	11,975	12,094
6	7,981	9,352	10,474	11,532	12,054	12,094
7	8,367	9,729	10,848	11,877	12,071	12,094
8	8,695	10,050	11,167	12,050	12,073	12,094

Tabela A.5: Resultados do fator de arrancamento cuja a parcela motivada pelo peso volúmico é nula, N_{co} para o modelo com junta e placa livre

H/B	$\gamma H_a/c_u = 0$	$\gamma H_a/c_u = 1$	$\gamma H_a/c_u = 2$	$\gamma H_a/c_u = 3$	$\gamma H_a/c_u = 4$	$\gamma H_a/c_u = 5$	$\gamma H_a/c_u = 7$
1	2,342	2,181	1,855	1,399	0,686	-0,294	-2,402
2	4,433	4,485	4,522	4,548	4,206	3,243	1,238
3	5,603	5,638	5,664	5,672	5,674	5,620	3,764
4	6,375	6,404	6,425	6,441	6,442	6,382	4,886
5	6,945	6,970	6,990	7,002	7,000	6,751	4,892
6	7,397	7,420	7,438	7,445	7,432	6,837	4,894
7	7,772	7,792	7,809	7,811	7,757	6,854	4,894
8	8,091	8,110	8,125	8,125	7,827	6,856	4,894
9	8,369	8,387	8,399	8,398	7,845	6,856	4,893
10	8,615	8,632	8,641	8,630	7,909	6,857	4,893

Tabela A.6: Resultados do fator de arrancamento cuja a parcela motivada pelo peso volúmico é nula, N_{co} para o modelo com junta e placa com apenas movimento horizontal

H/B	$\gamma H_a/c_u = 0$	$\gamma H_a/c_u = 1$	$\gamma H_a/c_u = 2$	$\gamma H_a/c_u = 3$	$\gamma H_a/c_u = 4$	$\gamma H_a/c_u = 5$	$\gamma H_a/c_u = 7$
1	2,694	2,699	2,694	2,015	1,108	0,167	-1,802
2	4,562	4,596	4,630	4,646	4,225	3,327	1,312
3	5,669	5,700	5,726	5,741	5,743	5,654	3,779
4	6,423	6,450	6,469	6,482	6,487	6,463	4,895
5	6,985	7,007	7,024	7,033	7,038	6,800	4,894
6	7,431	7,451	7,466	7,472	7,468	6,851	4,893
7	7,802	7,820	7,832	7,837	7,786	6,859	4,892
8	8,118	8,135	8,145	8,149	7,845	6,862	4,891
9	8,394	8,410	8,418	8,420	7,854	6,863	4,891
10	8,639	8,653	8,661	8,651	7,859	6,864	4,890

Tabela A.7: Resultados do fator de arrancamento cuja a parcela motivada pelo peso volúmico é nula, N_{co} para o modelo sem junta e placa livre

H/B	$\gamma H_a/c_u = 1$	$\gamma H_a/c_u = 2$	$\gamma H_a/c_u = 3$	$\gamma H_a/c_u = 4$	$\gamma H_a/c_u = 5$	$\gamma H_a/c_u = 7$
1	2,203	1,915	1,349	0,557	-0,341	-2,409
2	3,888	4,209	4,414	4,014	3,094	1,133
3	4,934	5,429	5,625	5,696	5,511	3,598
4	5,772	6,271	6,410	6,474	6,467	5,094
5	6,439	6,857	6,985	7,045	6,938	5,093
6	6,937	7,318	7,440	7,494	7,055	5,093
7	7,330	7,698	7,816	7,848	7,072	5,088
8	7,662	8,022	8,138	8,043	7,074	5,093

Tabela A.8: Resultados do fator de arrancamento cuja a parcela motivada pelo peso volúmico é nula, N_{co} para o modelo sem junta e placa com apenas movimento horizontal

H/B	$\gamma H_a/c_u = 1$	$\gamma H_a/c_u = 2$	$\gamma H_a/c_u = 3$	$\gamma H_a/c_u = 4$	$\gamma H_a/c_u = 5$	$\gamma H_a/c_u = 7$
1	2,772	2,646	1,921	1,038	0,106	-1,816
2	4,112	4,345	4,516	4,048	3,158	1,195
3	5,041	5,484	5,694	5,775	5,522	3,627
4	5,826	6,320	6,461	6,533	6,541	5,095
5	6,469	6,896	7,025	7,094	6,975	5,094
6	6,981	7,352	7,474	7,532	7,054	5,094
7	7,367	7,729	7,848	7,877	7,071	5,094
8	7,695	8,050	8,167	8,050	7,073	5,094

Anexo B

B) Mecanismos Ampliados

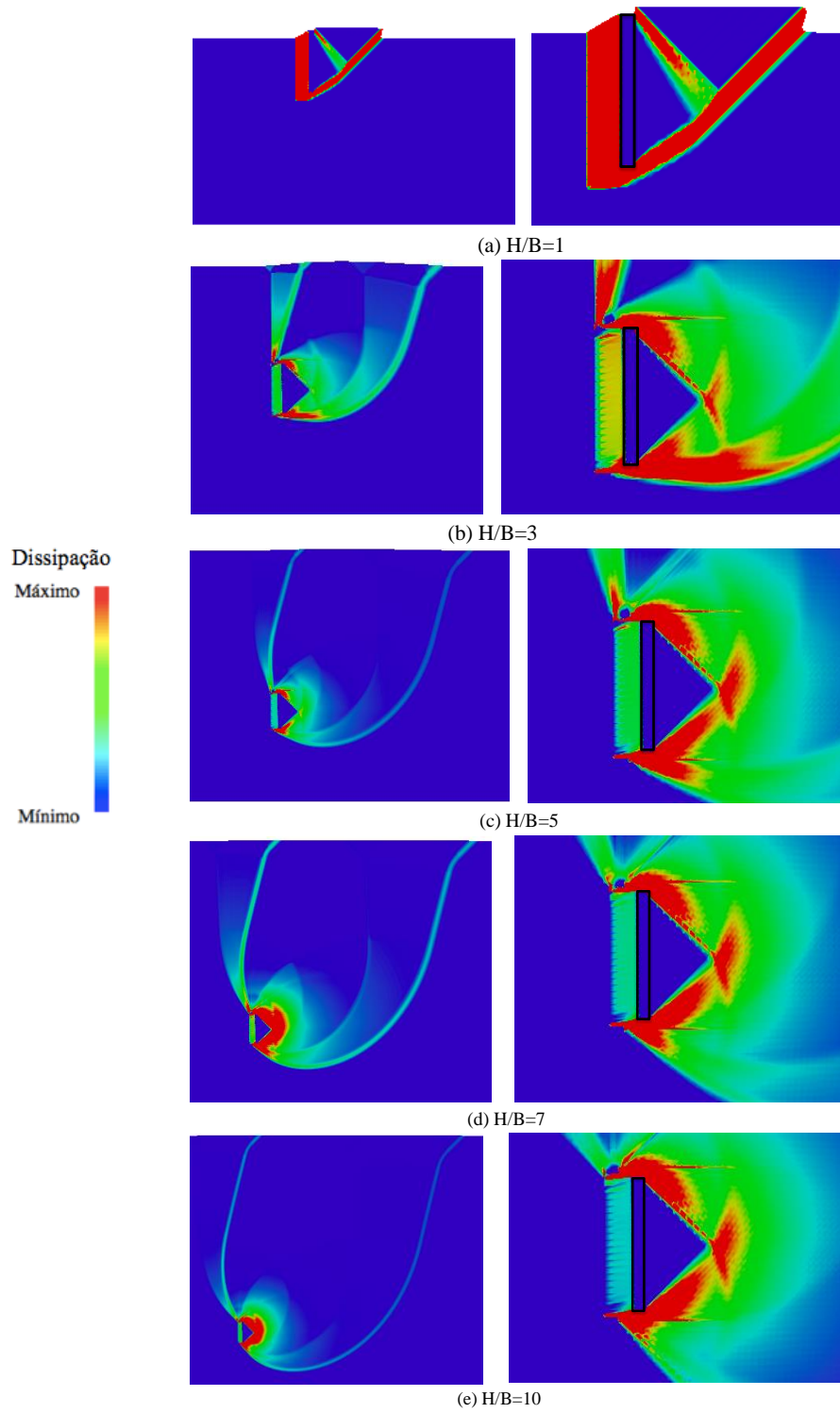


Figura B.1: Ampliação dos mecanismos obtidos para $\frac{\gamma H_a}{c_u} = 0$ do modelo com junta e placa livre

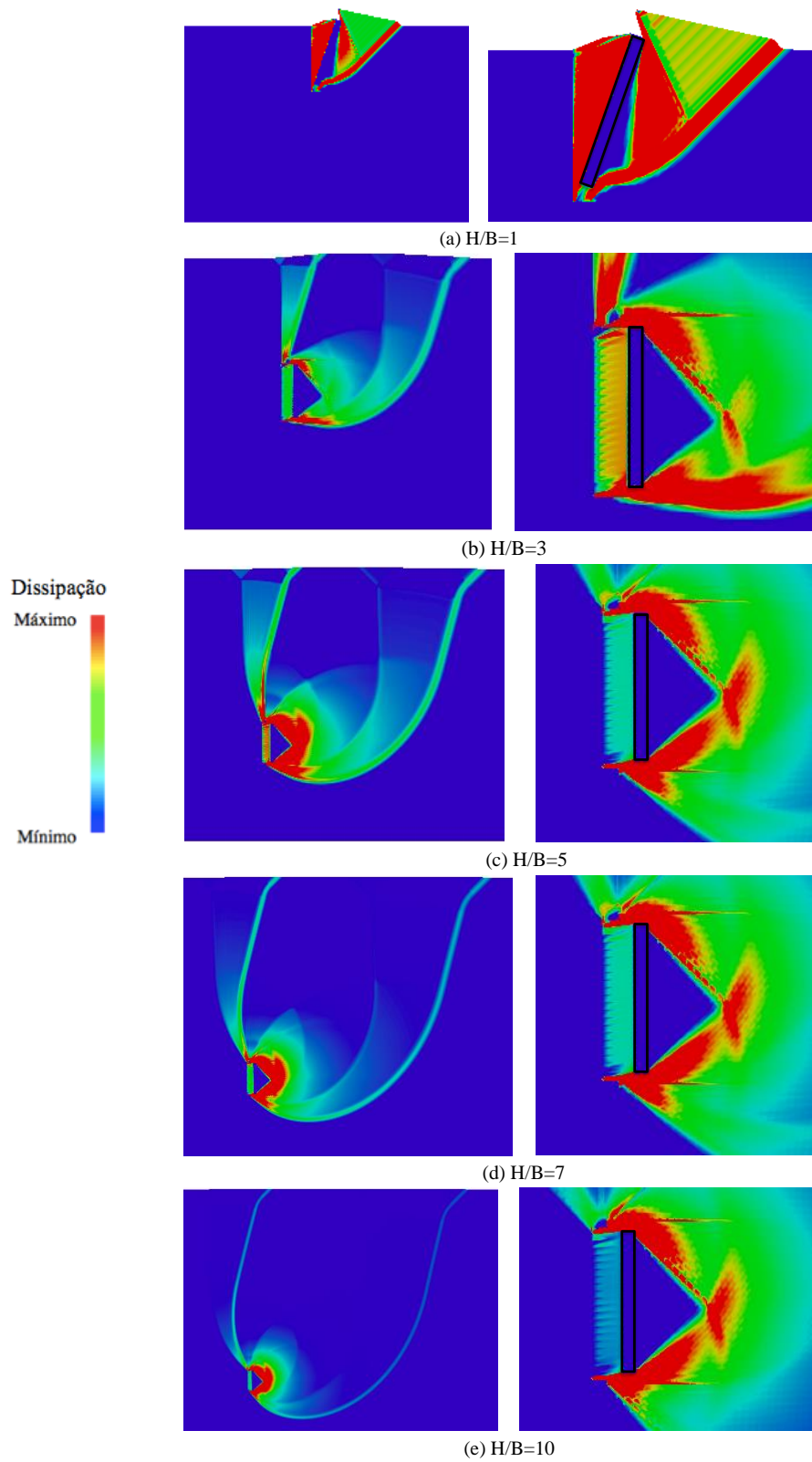


Figura B.2: Ampliação dos mecanismos obtidos para $\frac{\nu H_a}{c_u} = 1$ do modelo com junta e placa livre

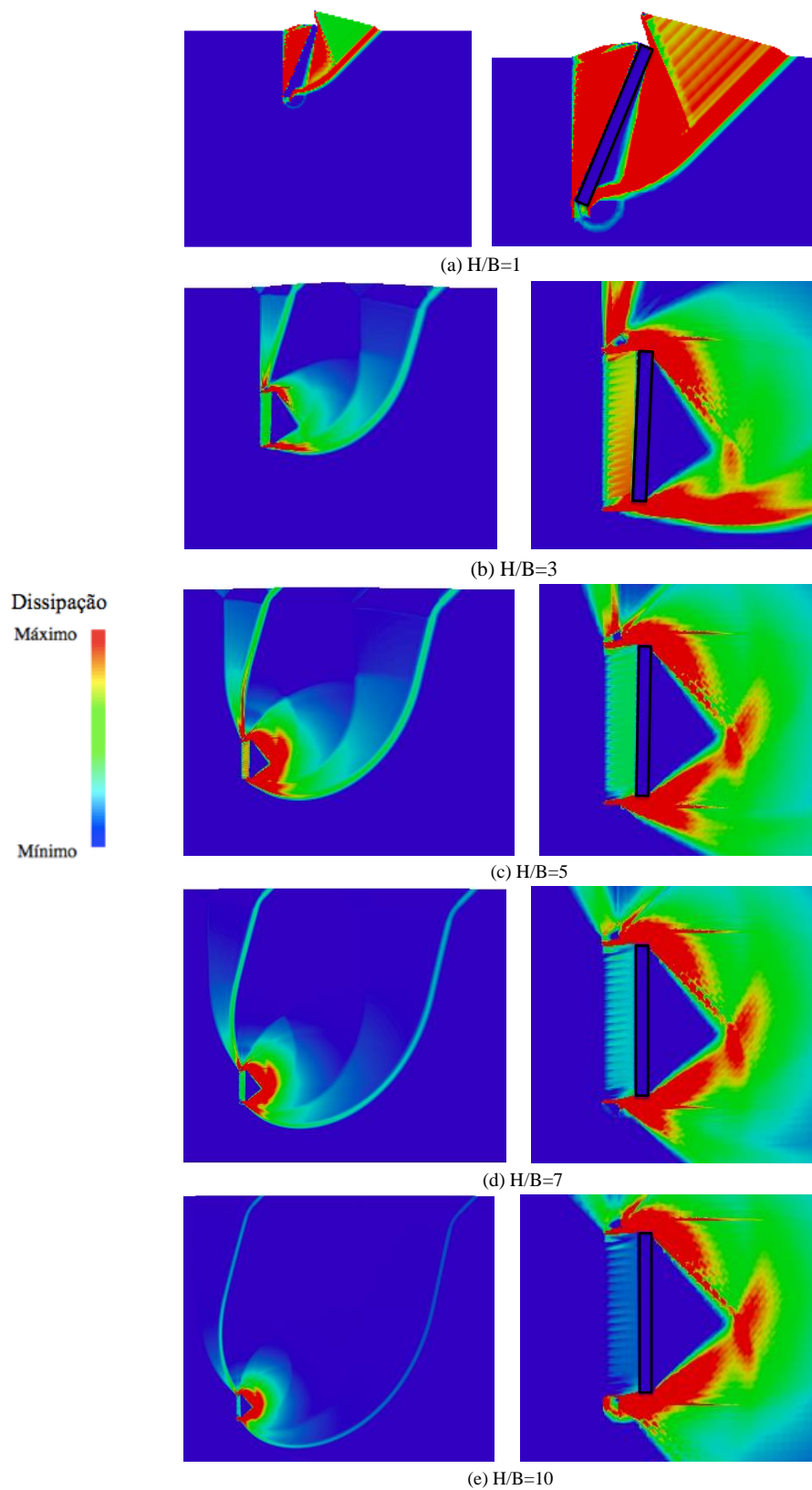


Figura B.3: Ampliação dos mecanismos obtidos para $\frac{\gamma H_a}{c_u} = 2$ do modelo com junta e placa livre

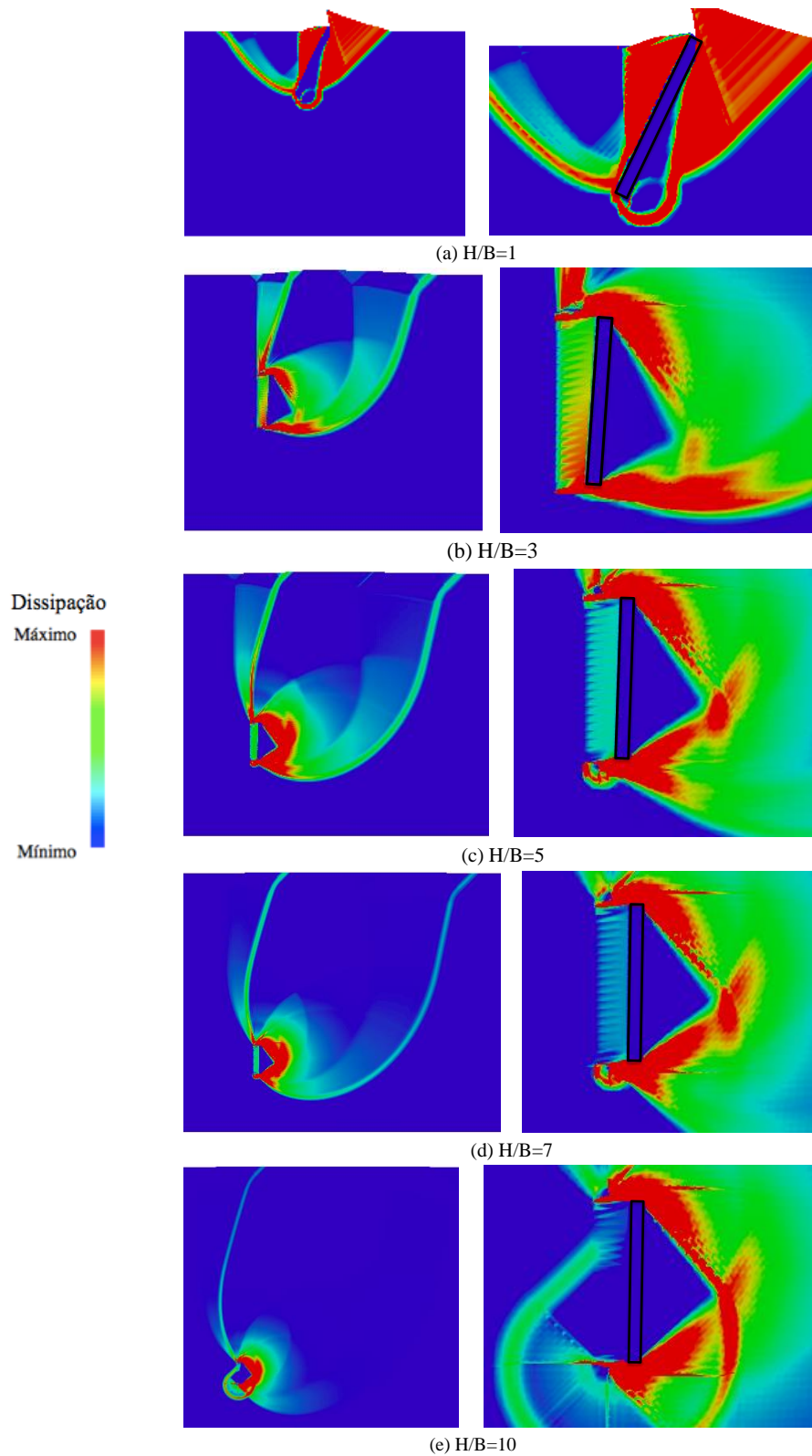


Figura B.4: Ampliação dos mecanismos obtidos para $\frac{\gamma H_a}{c_u} = 3$ do modelo com junta e placa livre

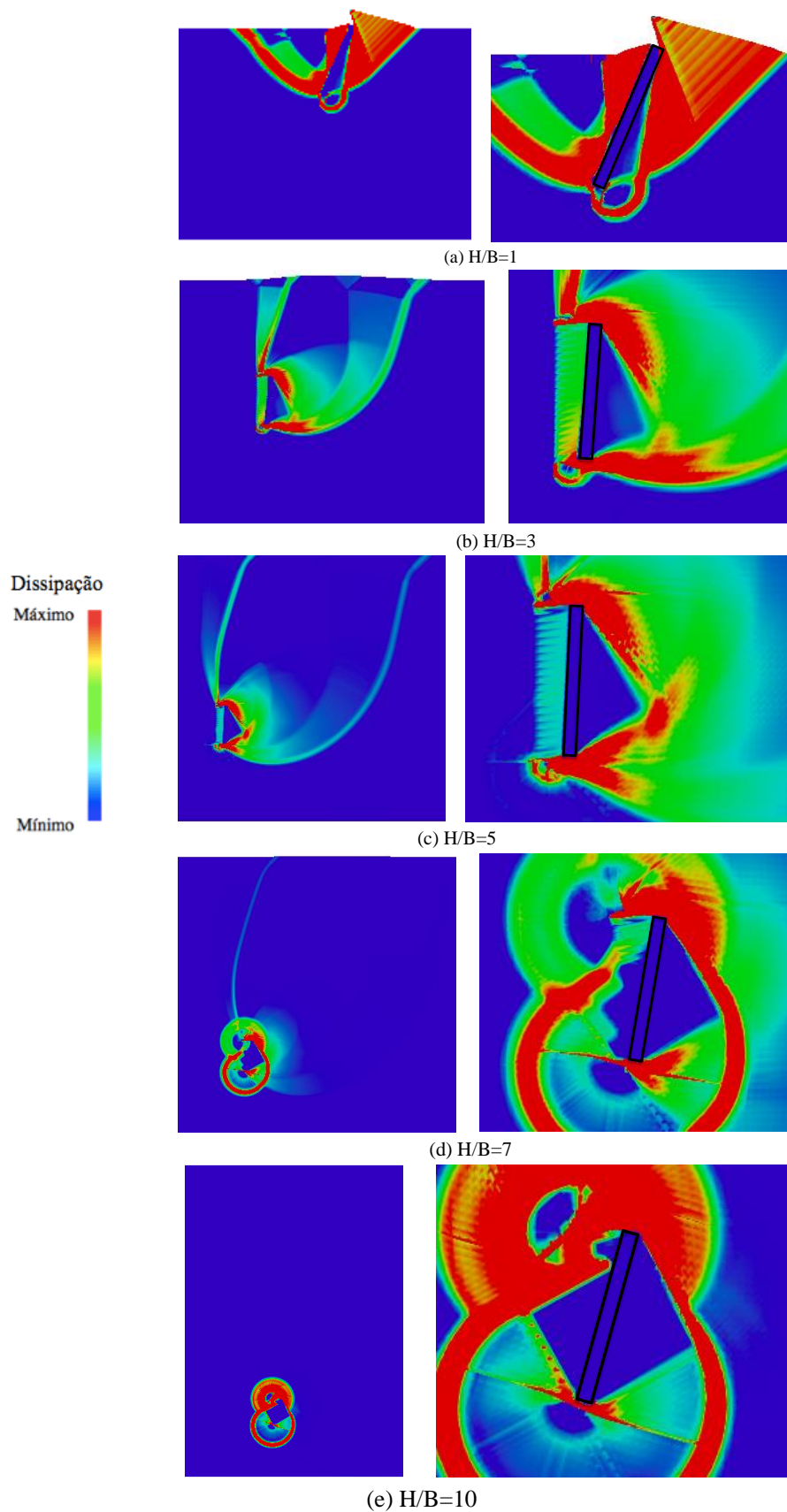


Figura B.5: Ampliação dos mecanismos obtidos para $\frac{\gamma H_a}{c_u} = 4$ do modelo com junta e placa livre

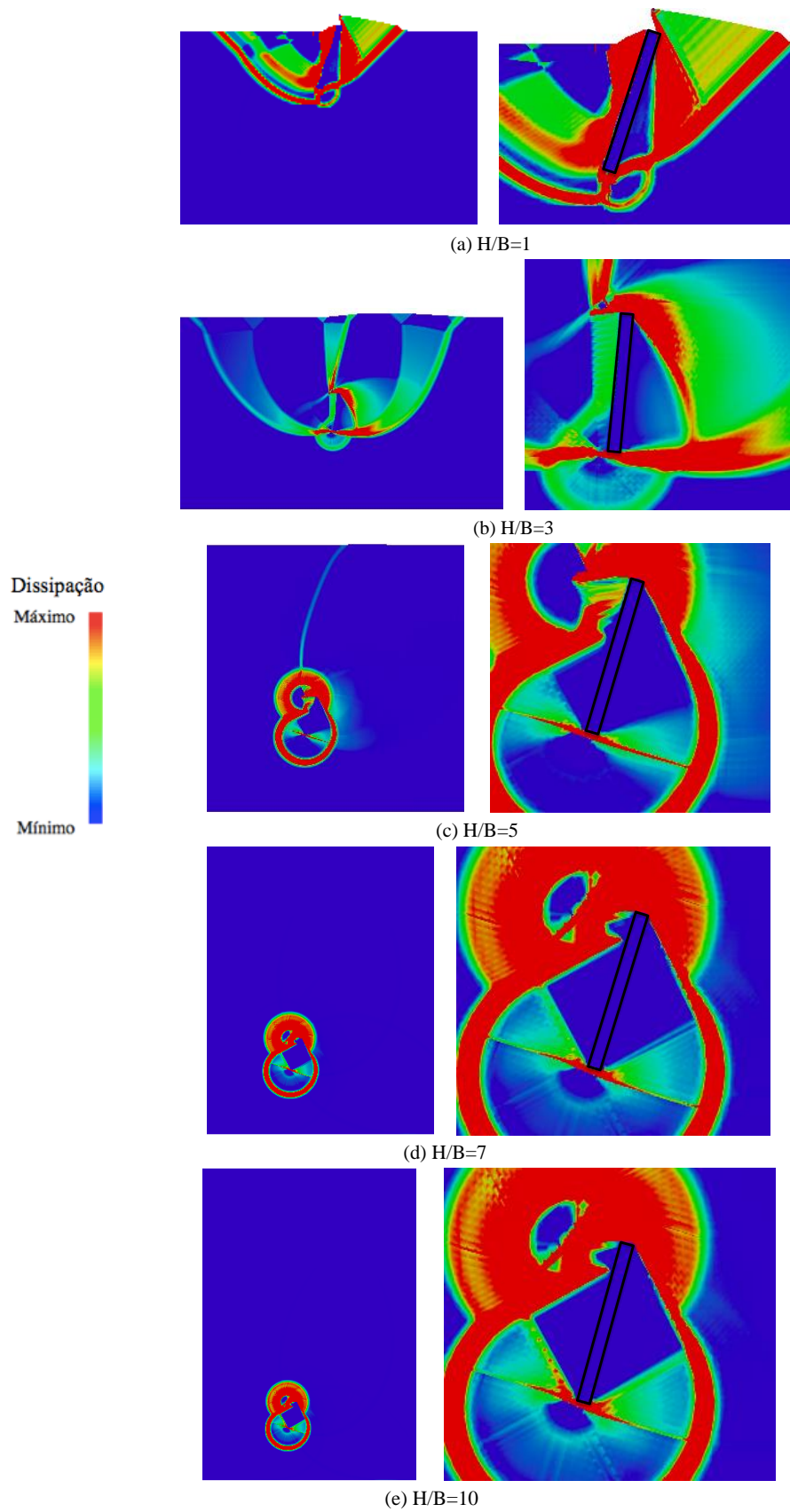


Figura B.6: Ampliação dos mecanismos obtidos para $\frac{\gamma H_a}{c_u} = 5$ do modelo com junta e placa livre

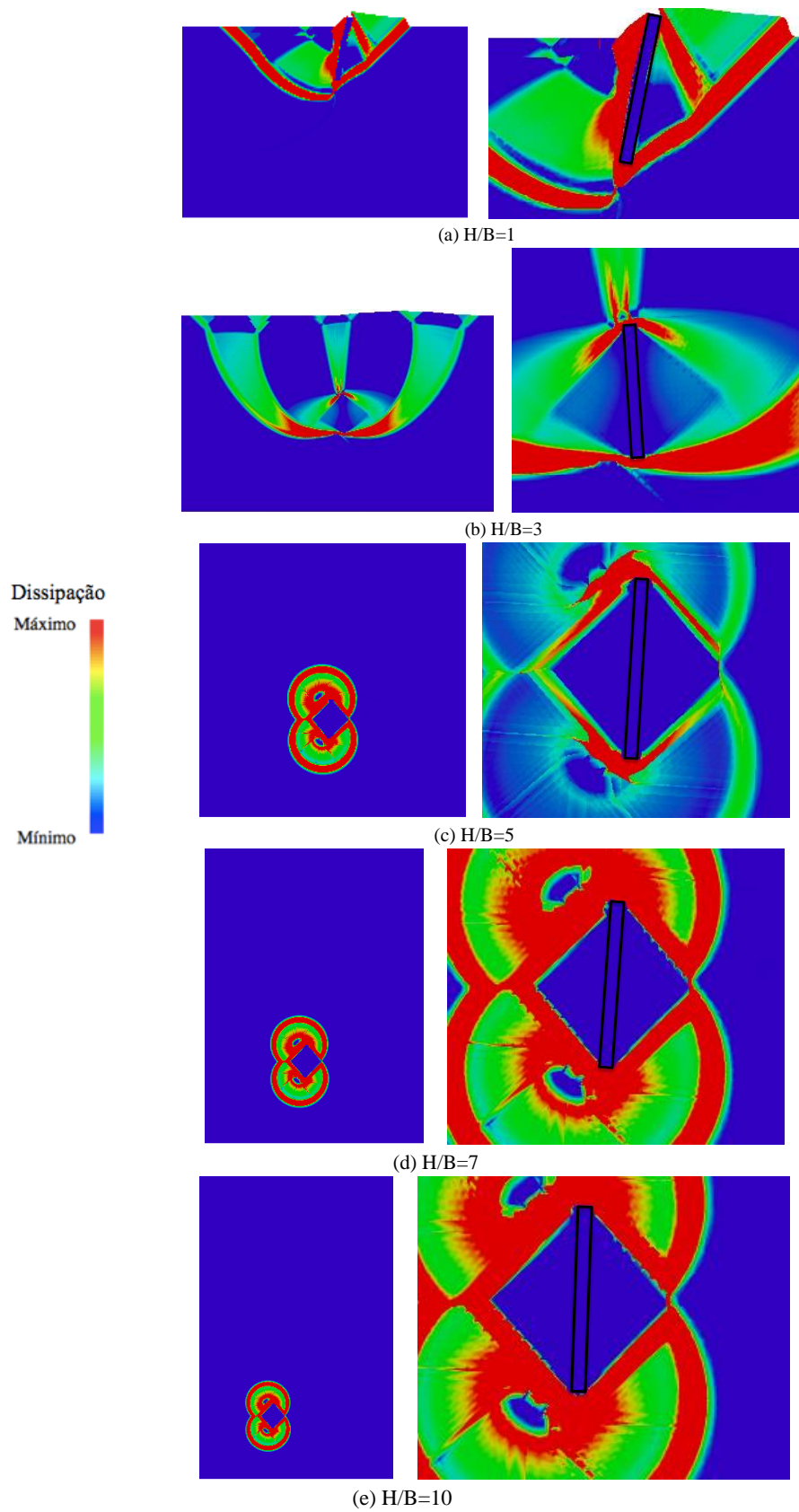


Figura B.7: Ampliação dos mecanismos obtidos para $\frac{\gamma H_a}{c_u} = 7$ do modelo com junta e placa livre

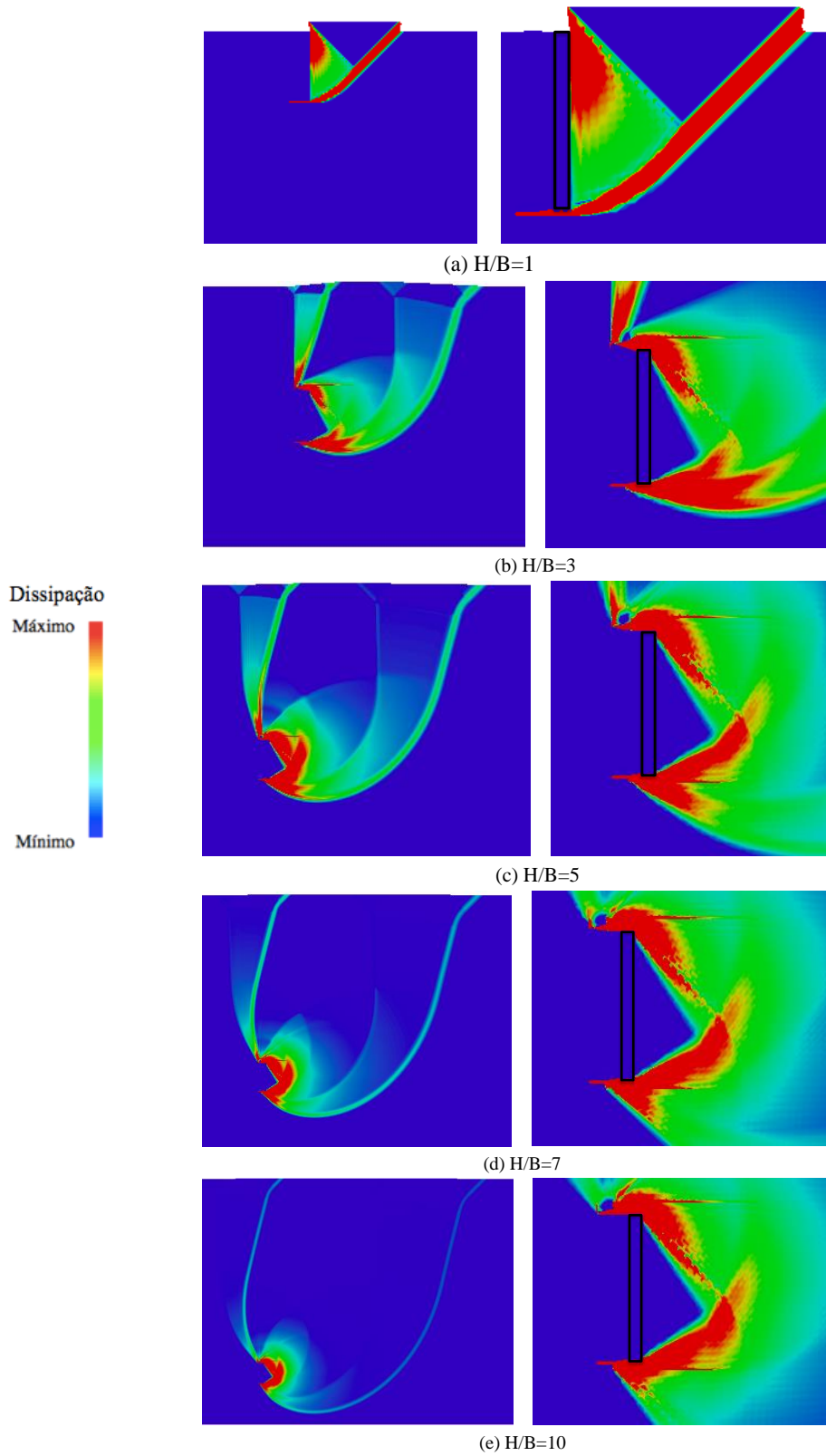


Figura B.8: Ampliação dos mecanismos obtidos para $\frac{\gamma H_a}{c_u} = 0$ do modelo com junta e placa apenas com movimento horizontal

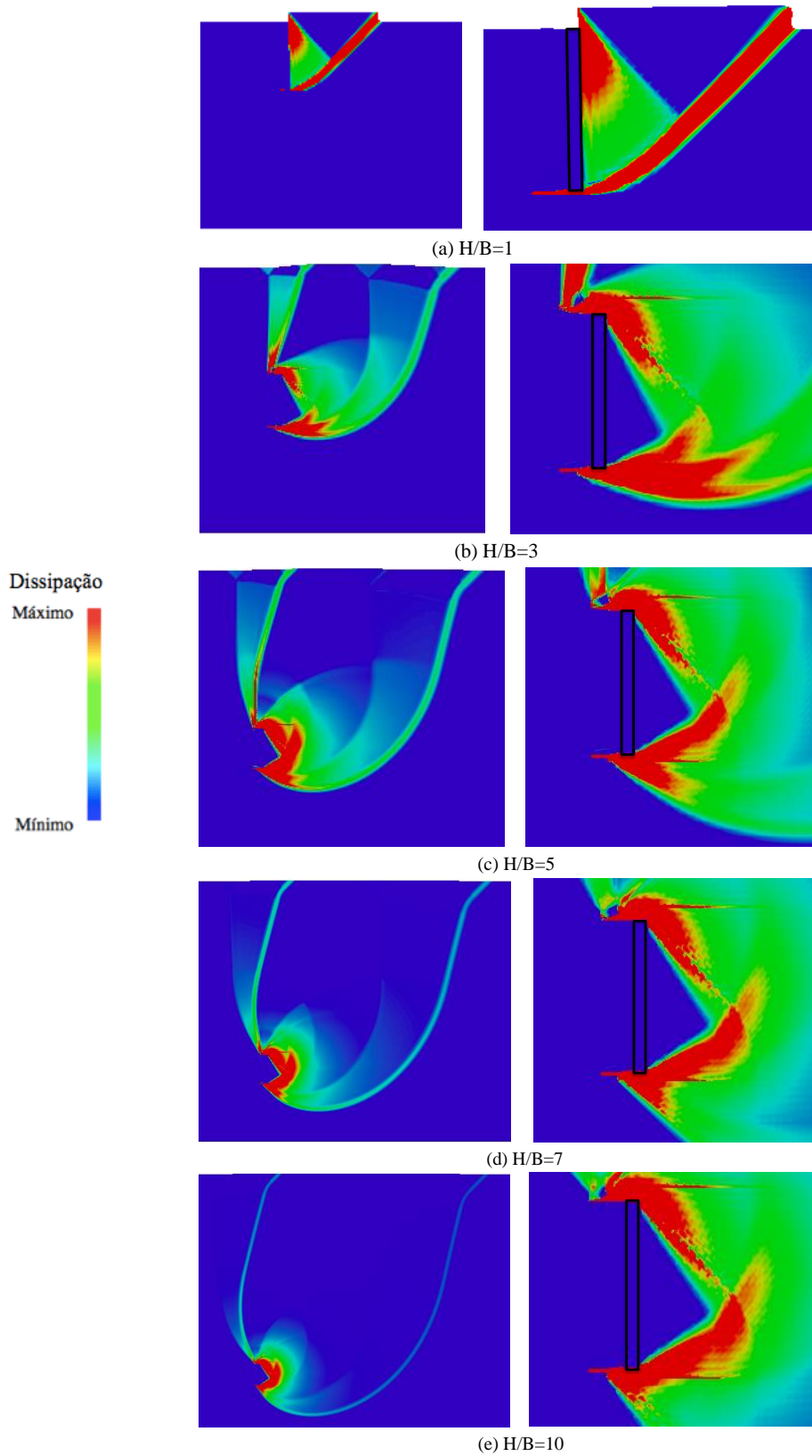


Figura B.9: Ampliação dos mecanismos obtidos para $\frac{\gamma H_a}{c_u} = 1$ do modelo com junta e placa apenas com movimento horizontal

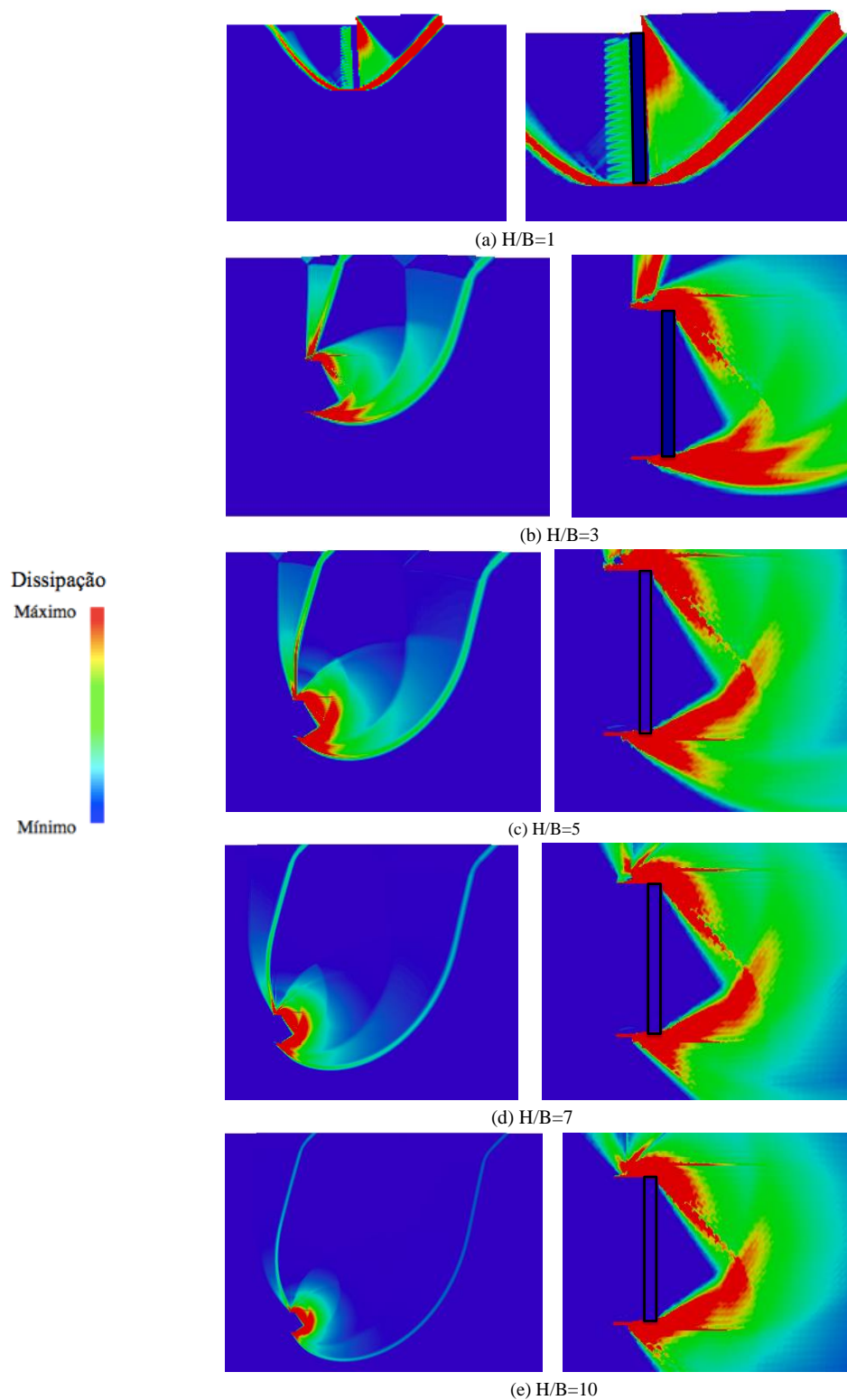


Figura B.10: Ampliação dos mecanismos obtidos para $\frac{\gamma H_a}{c_u} = 2$ do modelo com junta e placa apenas com movimento horizontal

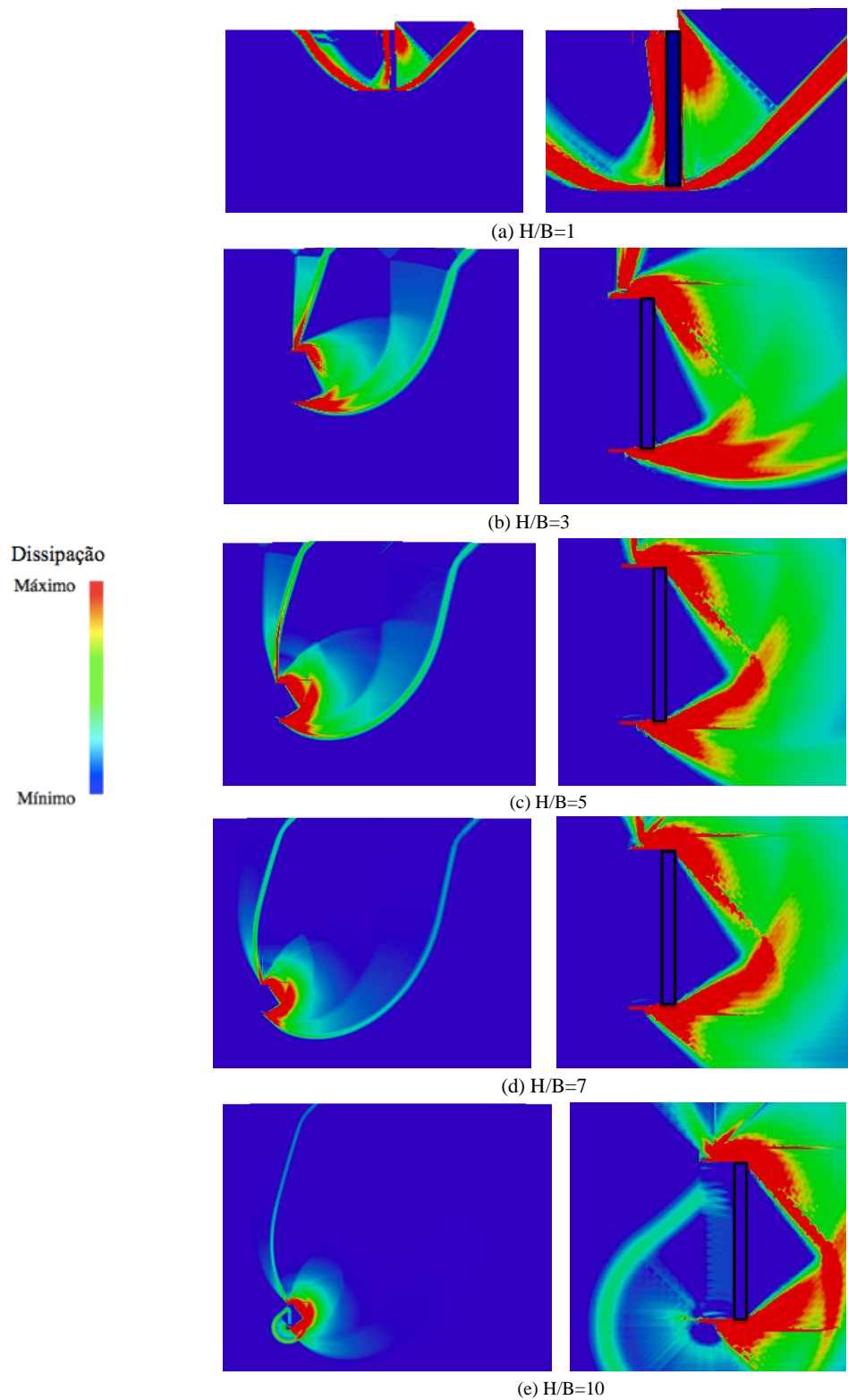


Figura B.11: Ampliação dos mecanismos obtidos para $\frac{\gamma H_a}{c_u} = 3$ do modelo com junta e placa apenas com movimento horizontal

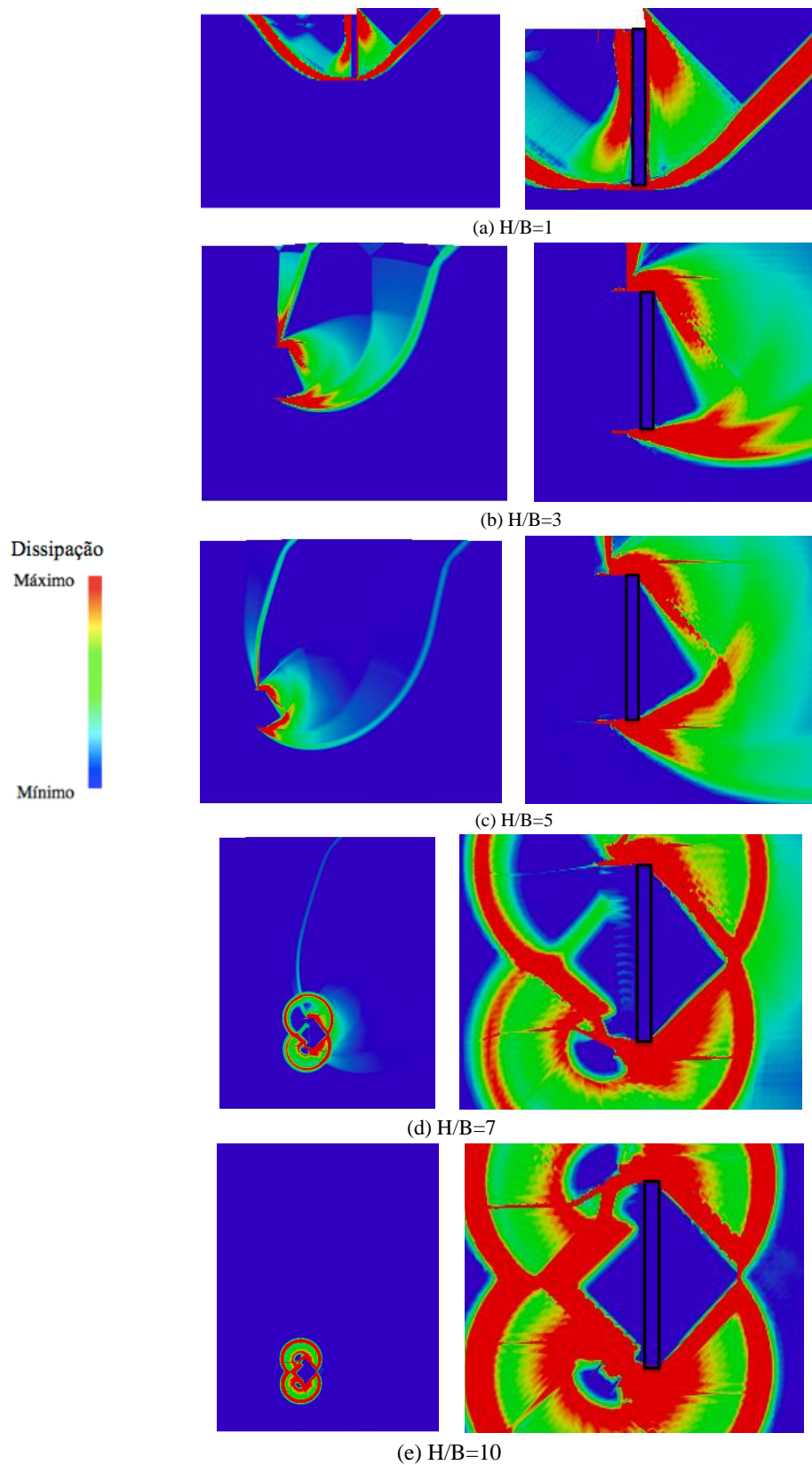


Figura B.12: Ampliação dos mecanismos obtidos para $\frac{\gamma H_a}{c_u} = 4$ do modelo com junta e placa apenas com movimento horizontal

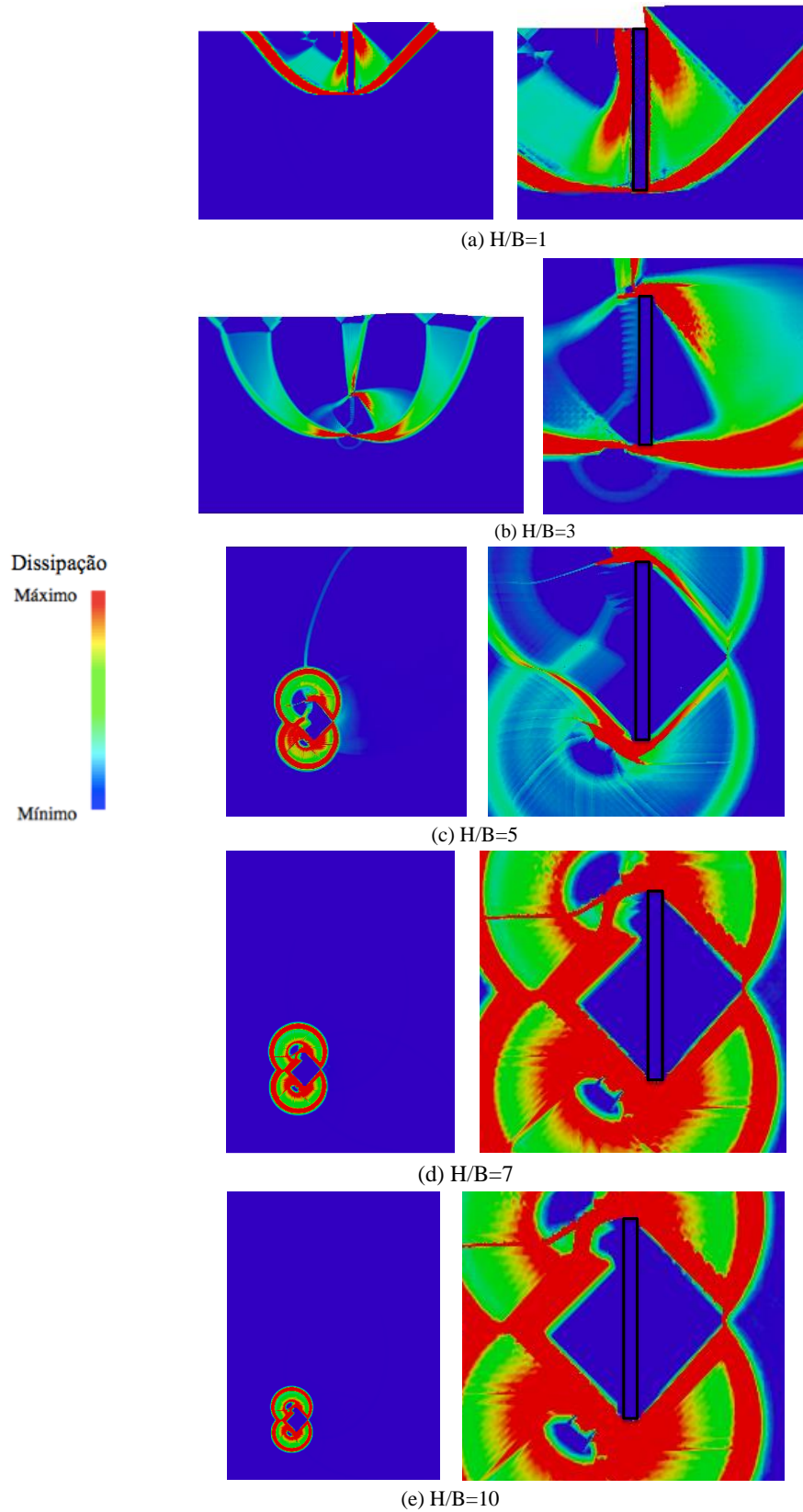


Figura B.13: Ampliação dos mecanismos obtidos para $\frac{\gamma H_a}{c_u} = 5$ do modelo com junta e placa apenas com movimento horizontal

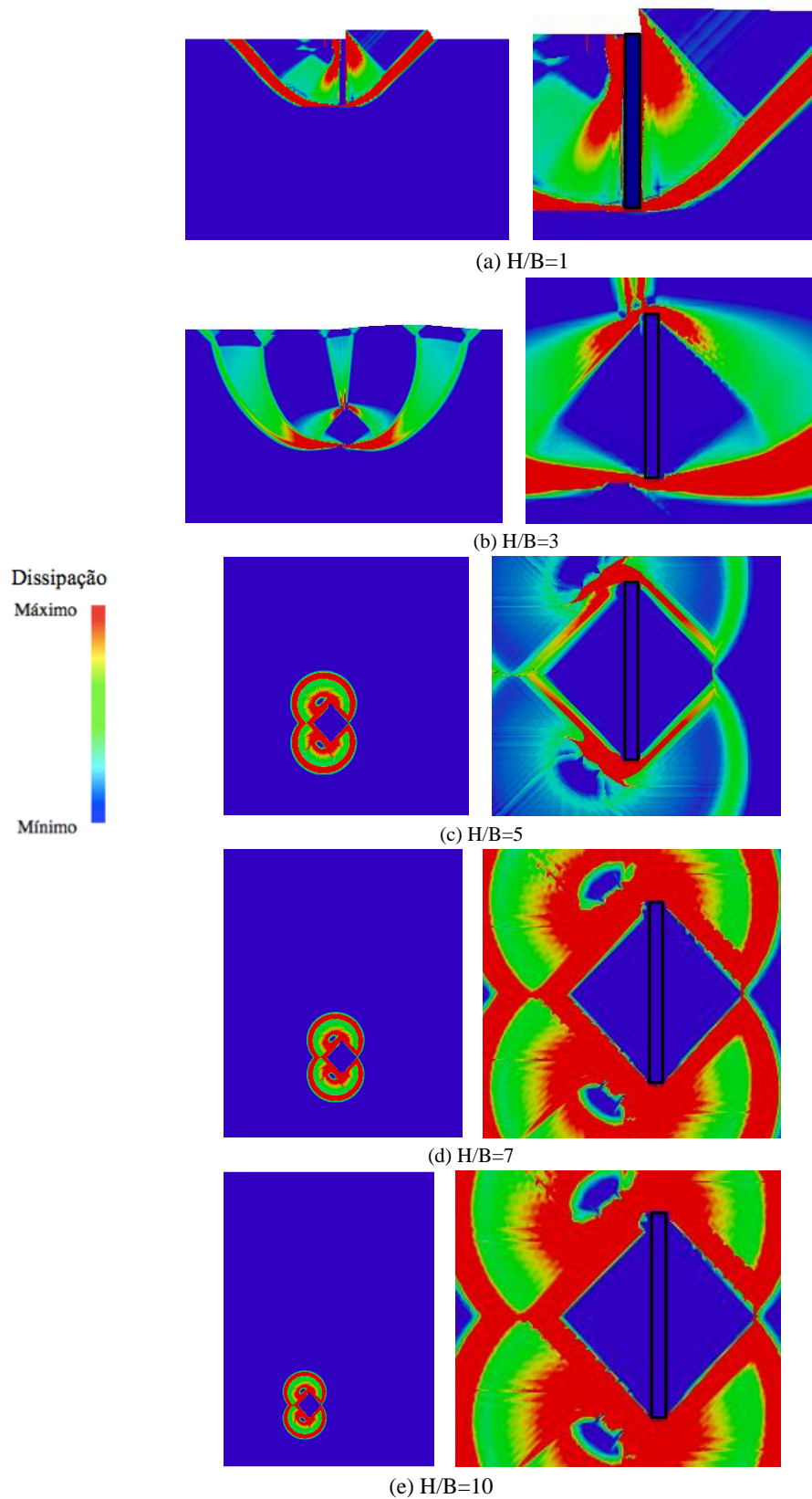


Figura B.14: Ampliação dos mecanismos obtidos para $\frac{\gamma H_a}{c_u} = 7$ do modelo com junta e placa apenas com movimento horizontal

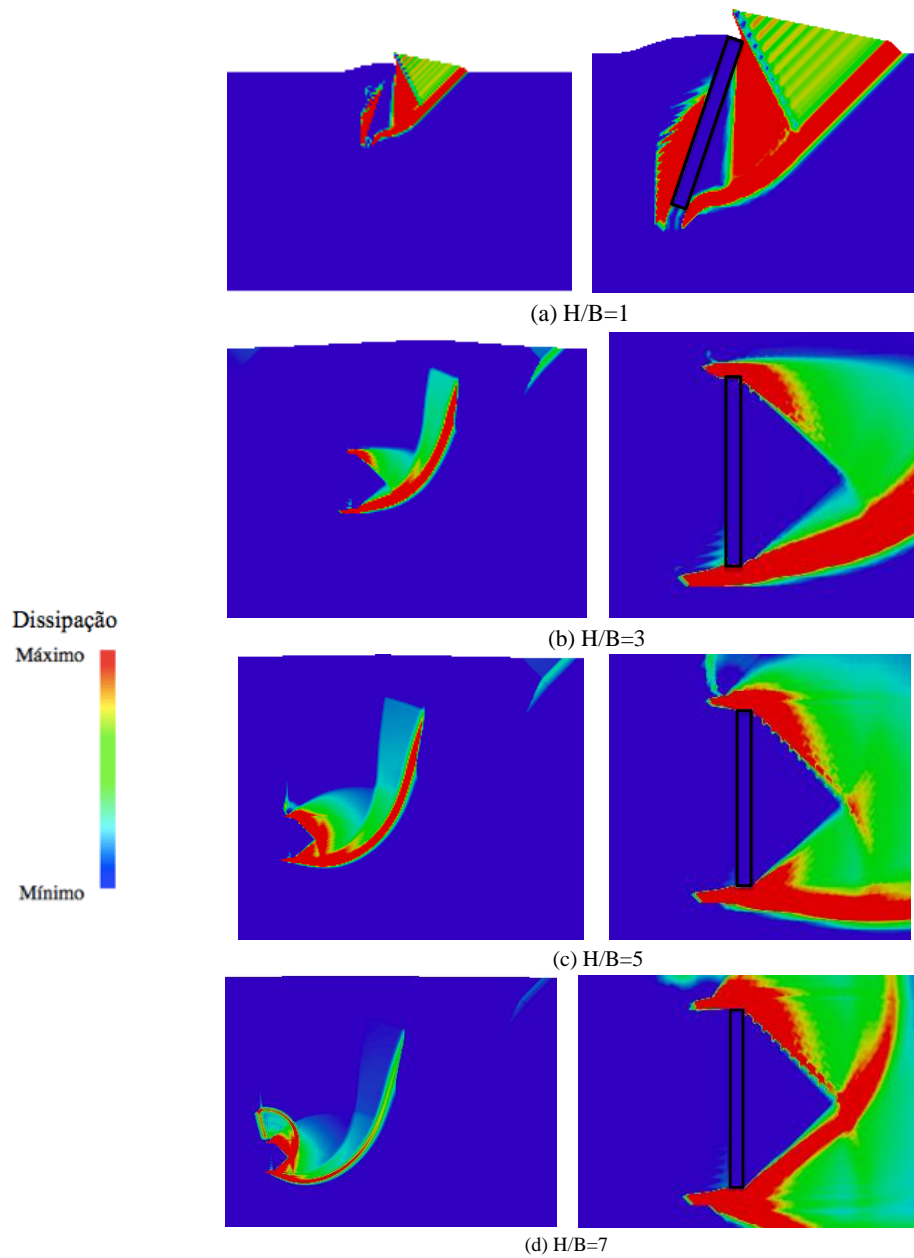


Figura B.15: Ampliação dos mecanismos obtidos para $\frac{\gamma H_a}{c_u} = 1$ do modelo sem junta e placa livre

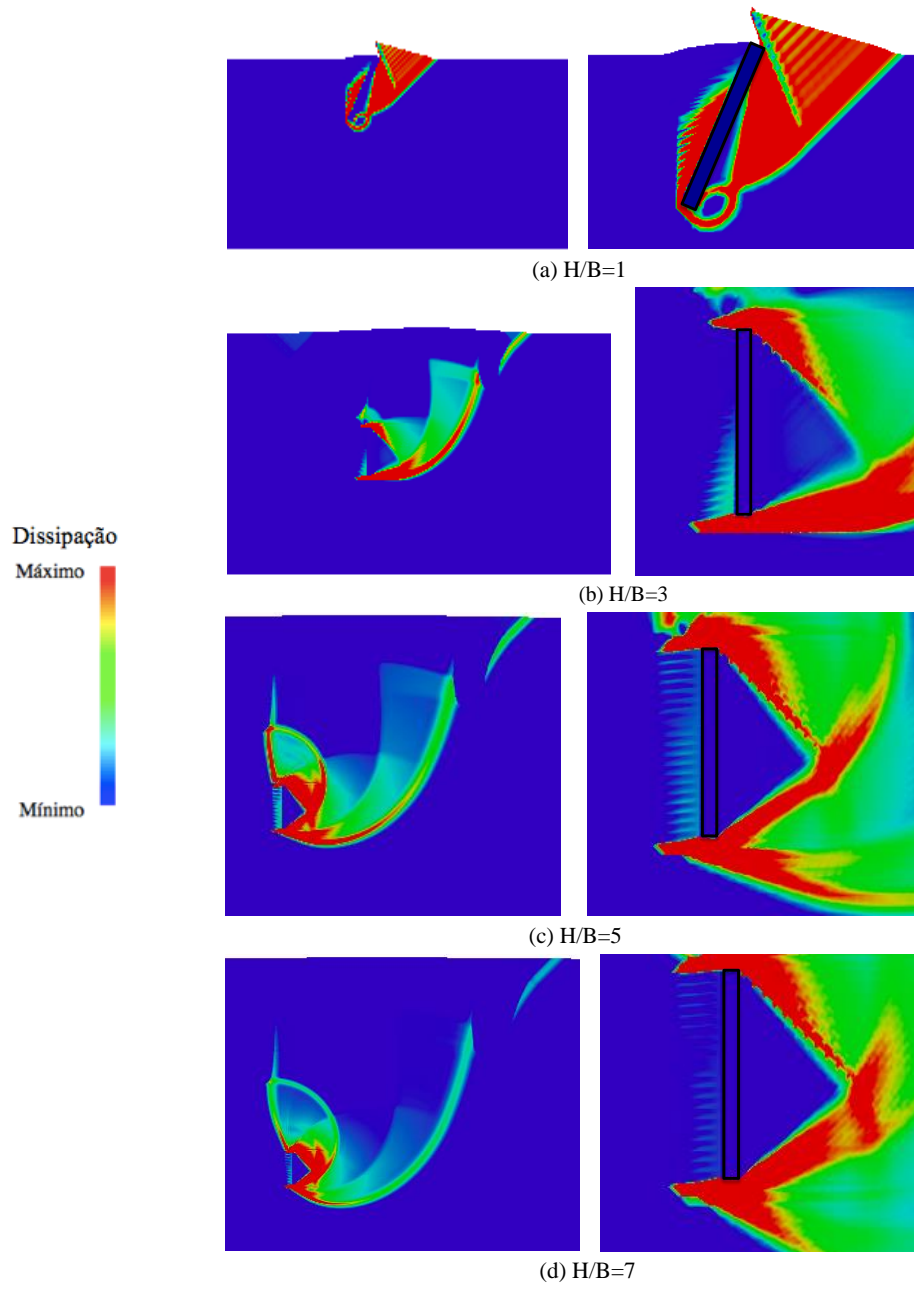


Figura B.16: Ampliação dos mecanismos obtidos para $\frac{\gamma H_a}{c_u} = 2$ do modelo sem junta e placa livre

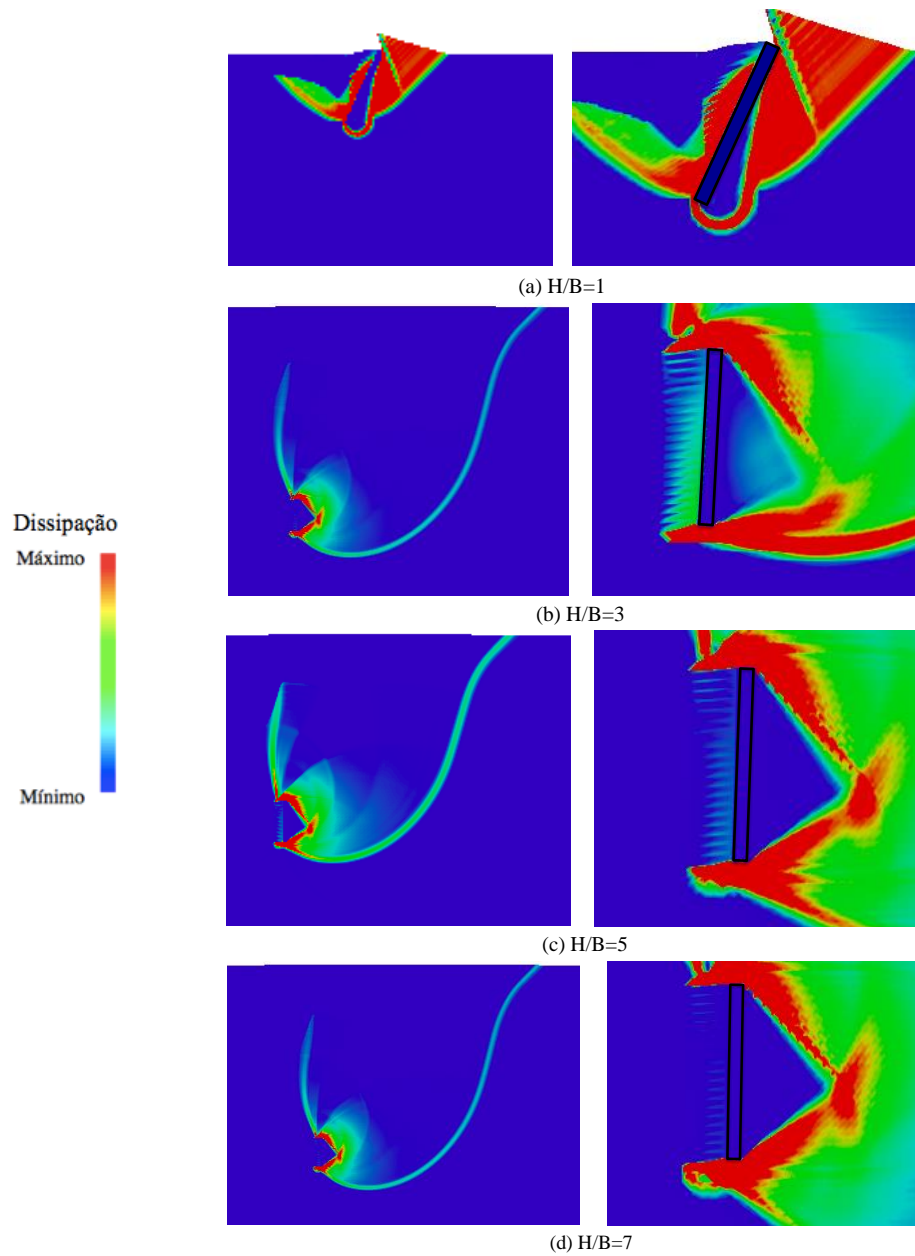


Figura B.17: Ampliação dos mecanismos obtidos para $\frac{\gamma H_a}{c_u} = 3$ do modelo sem junta e placa livre

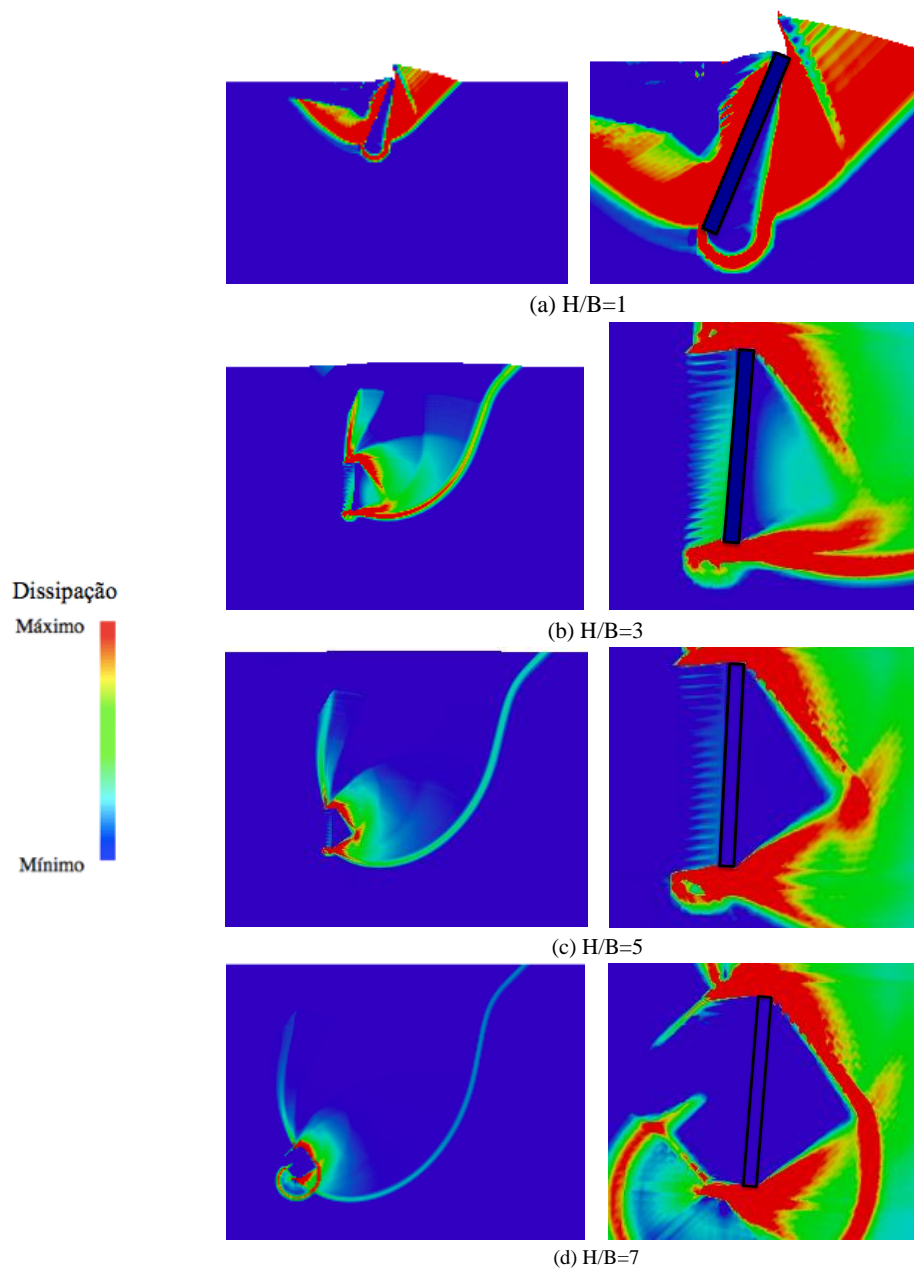


Figura B.18: Ampliação dos mecanismos obtidos para $\frac{\gamma H_a}{c_u} = 4$ do modelo sem junta e placa livre

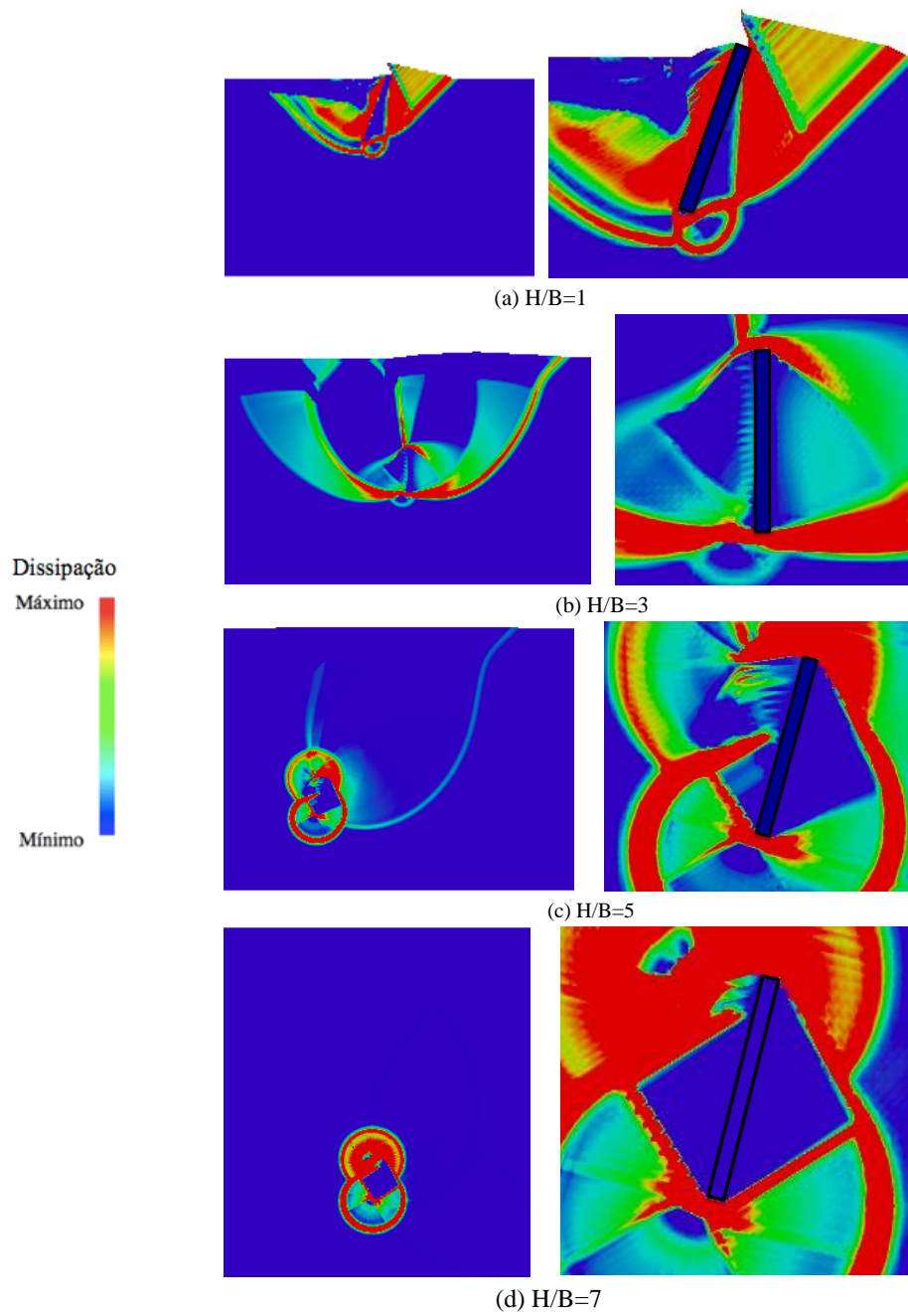


Figura B.19: Ampliação dos mecanismos obtidos para $\frac{\gamma H_a}{c_u} = 5$ do modelo sem junta e placa livre

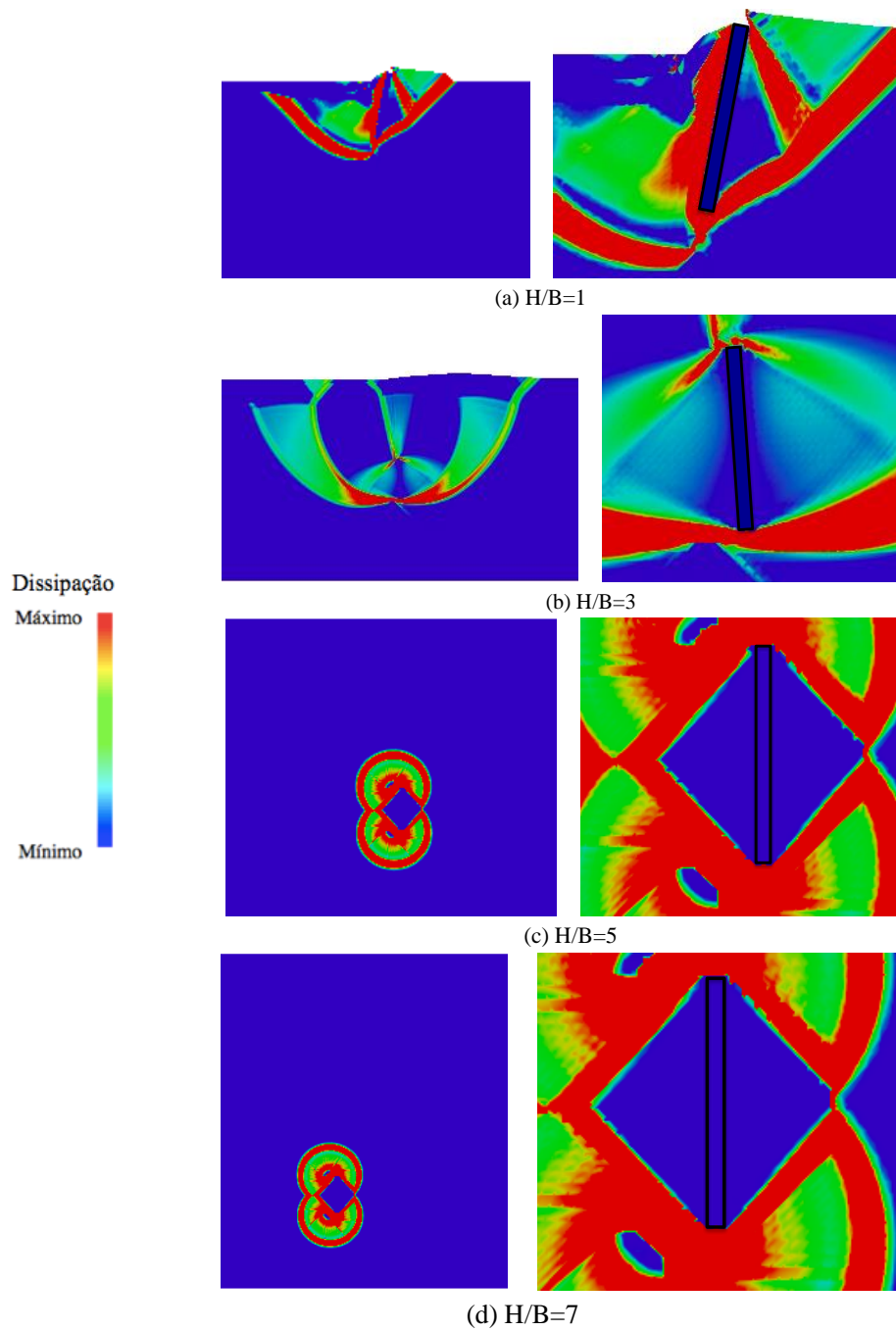


Figura B.20: Ampliação dos mecanismos obtidos para $\frac{\gamma H a}{c_u} = 7$ do modelo sem junta e placa livre

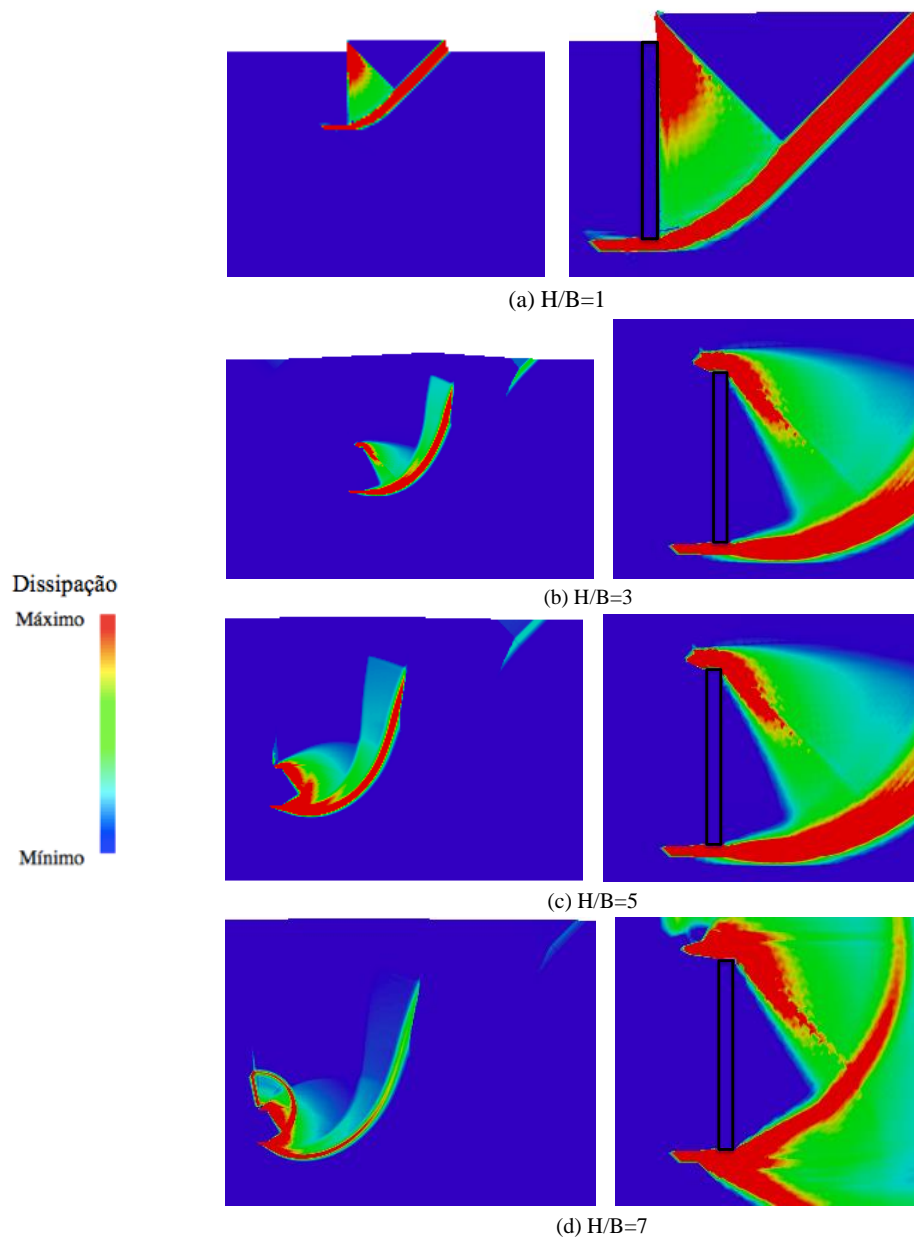


Figura B.21: Ampliação dos mecanismos obtidos para $\frac{\gamma H_a}{c_u} = 1$ do modelo sem junta e placa apenas com movimento horizontal

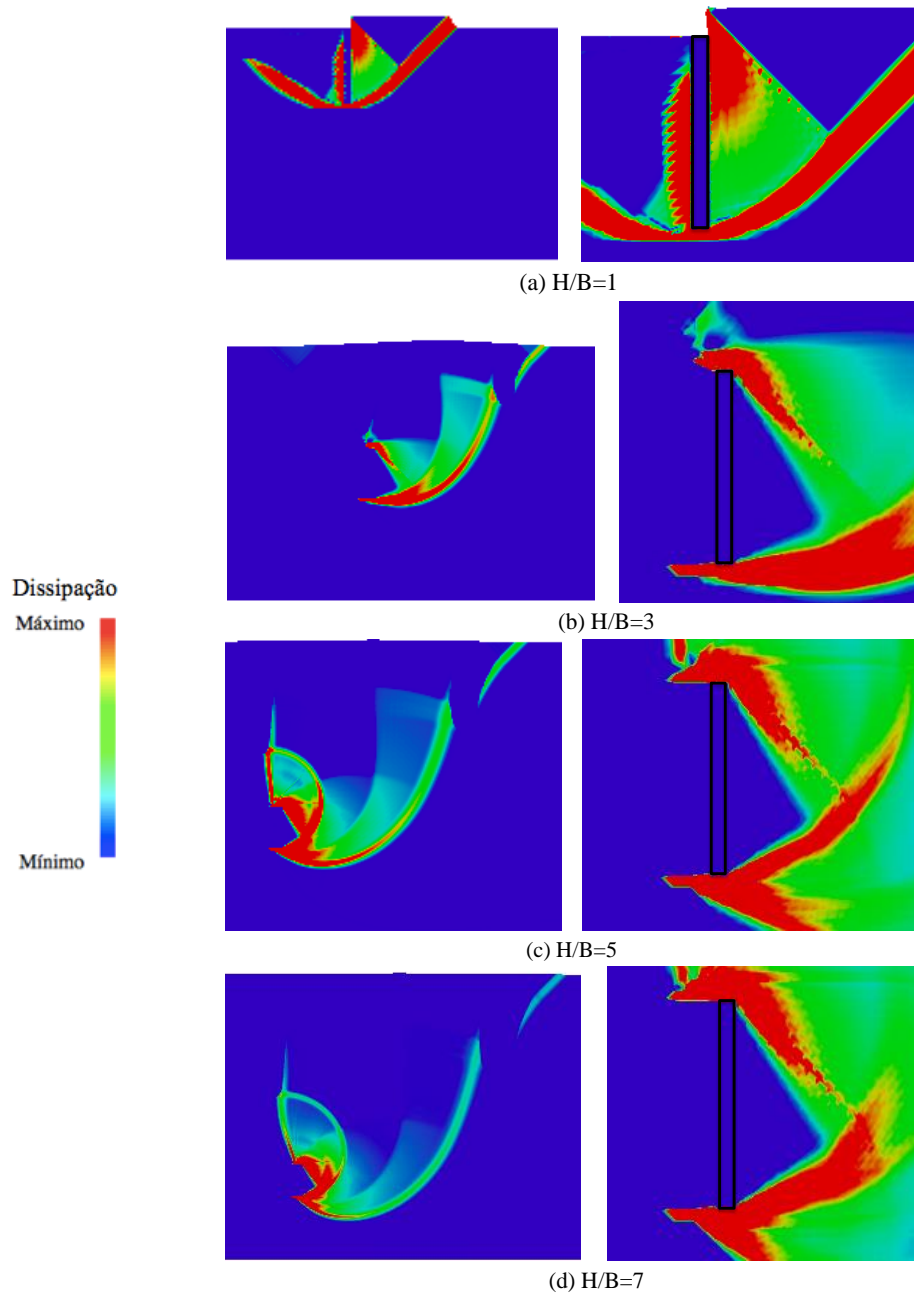


Figura B.22: Ampliação dos mecanismos obtidos para $\frac{\gamma H_a}{c_u} = 2$ do modelo sem junta e placa apenas com movimento horizontal

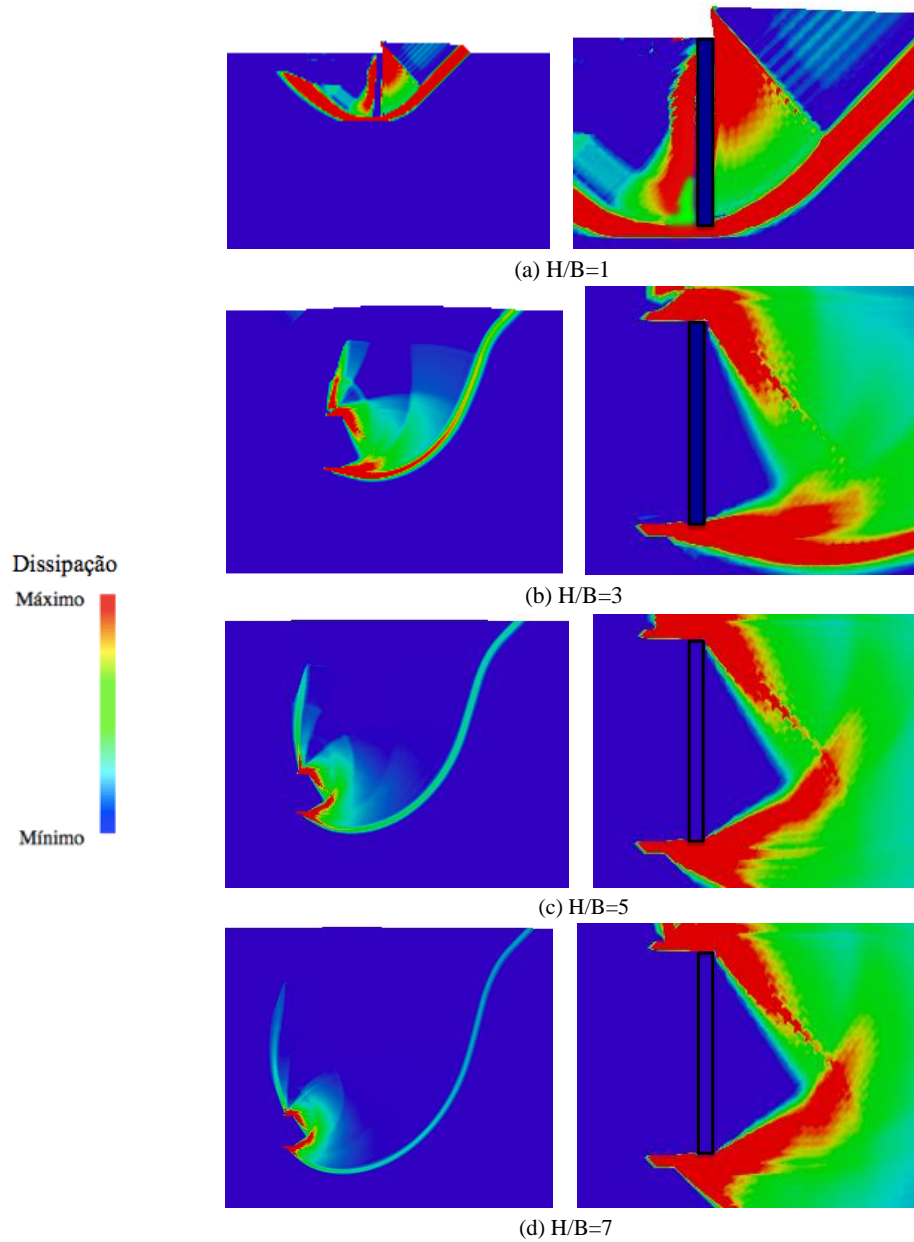


Figura B.23: Ampliação dos mecanismos obtidos para $\frac{\gamma H_a}{c_u} = 3$ do modelo sem junta e placa apenas com movimento horizontal

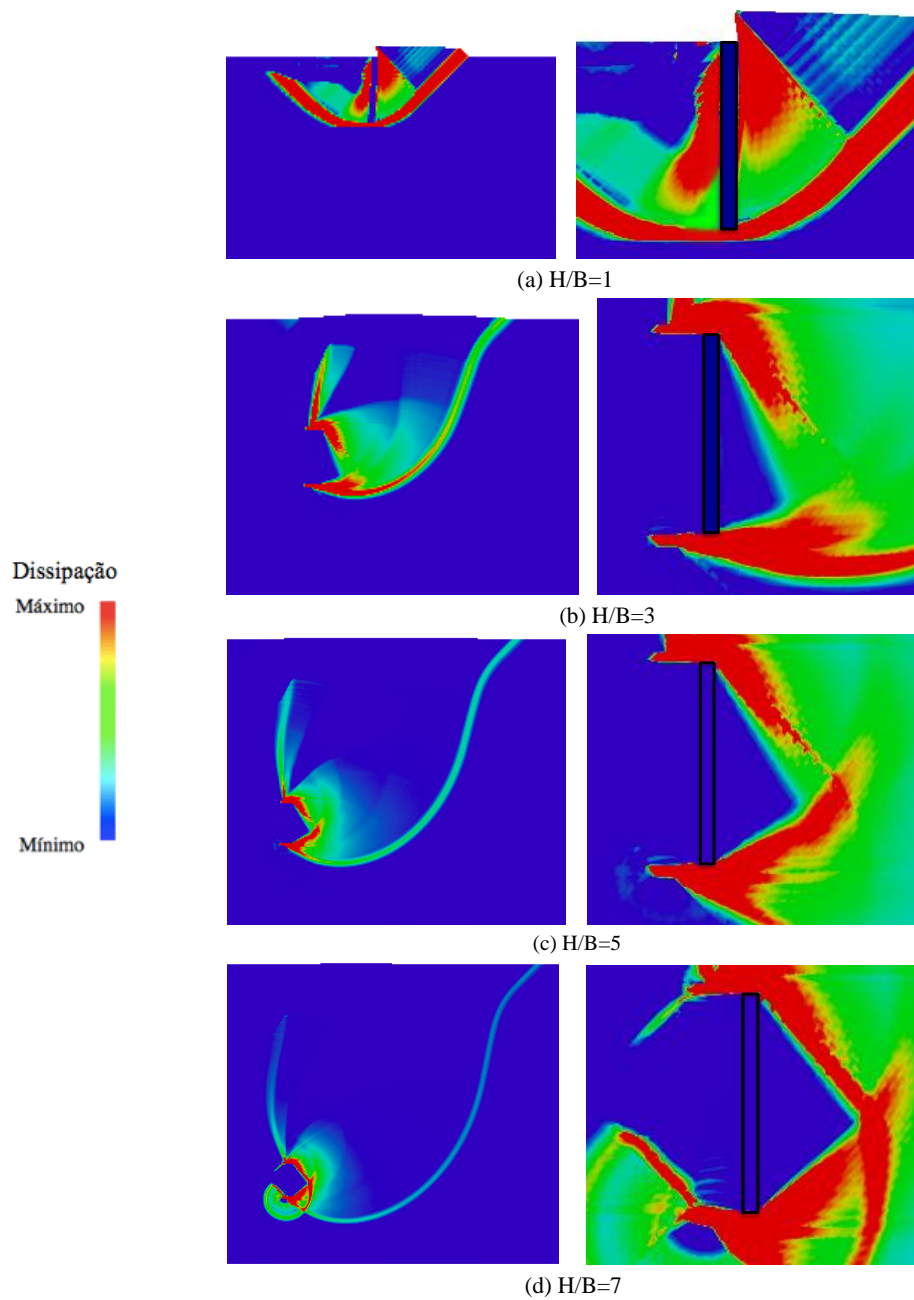


Figura B.24: Ampliação dos mecanismos obtidos para $\frac{\gamma H_a}{c_u} = 4$ do modelo sem junta e placa apenas com movimento horizontal

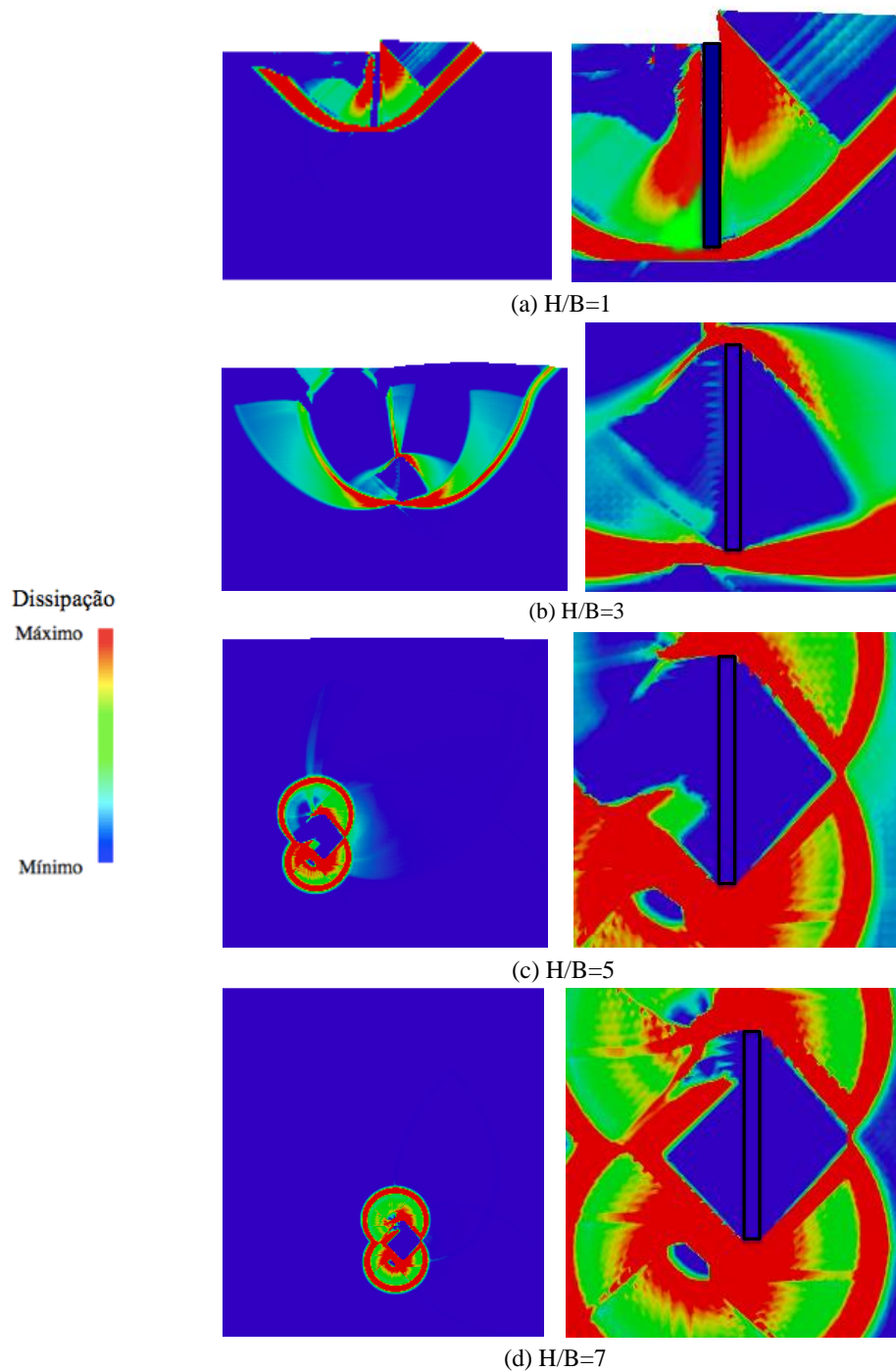


Figura B.25: Ampliação dos mecanismos obtidos para $\frac{\gamma H_a}{c_u} = 5$ do modelo sem junta e placa apenas com movimento horizontal

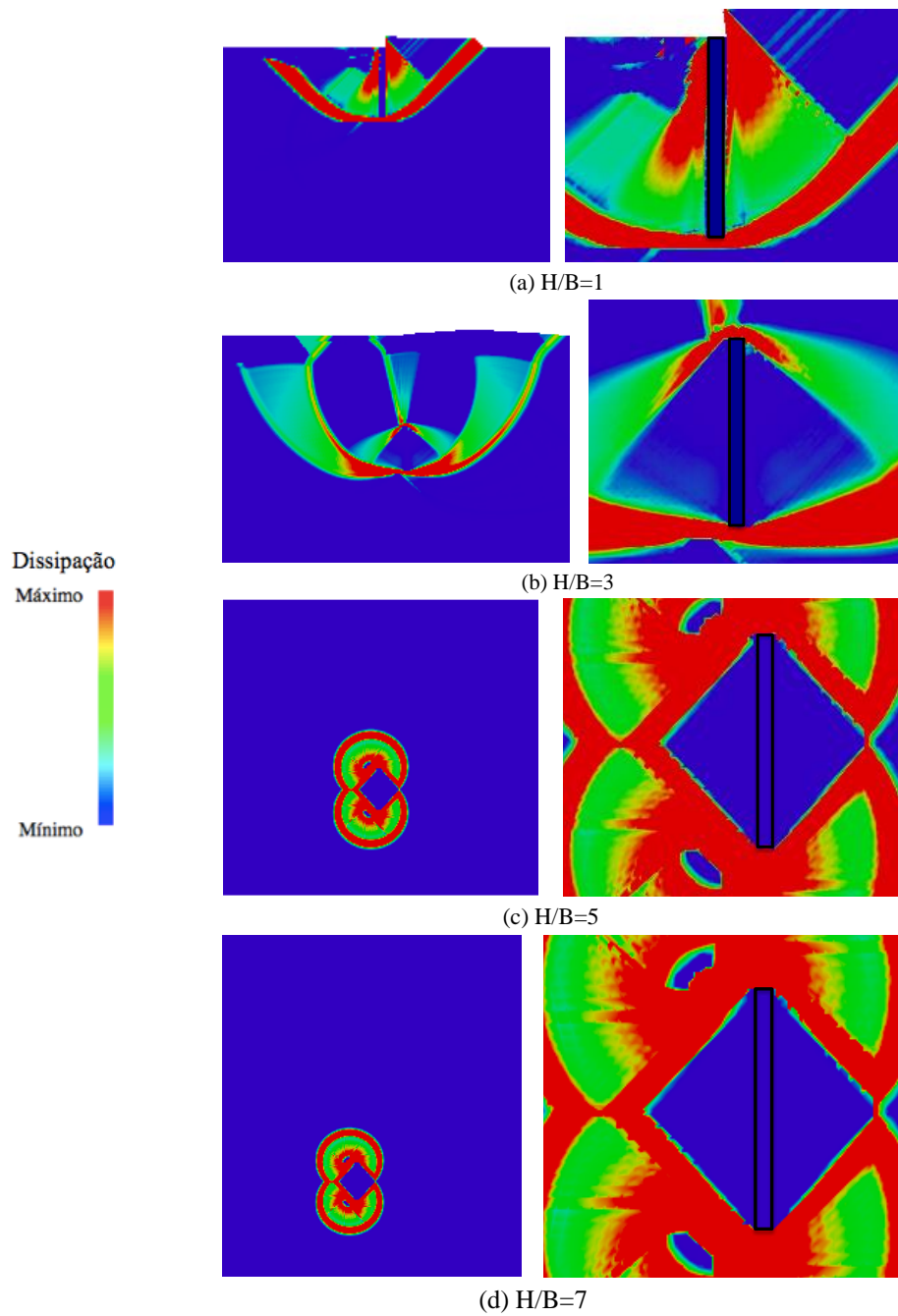


Figura B.26: Ampliação dos mecanismos obtidos para $\frac{\gamma H_a}{c_u} = 7$ do modelo sem junta e placa apenas com movimento horizontal